



Faculté de génie
Département de génie civil

MODÉLISATION EXPÉRIMENTALE ET ANALYTIQUE DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES BÉTONS AUTOPLAÇANTS

Thèse présentée pour obtenir le grade de docteur de l'Université de Sherbrooke
Spécialité : génie civil

K. Daddy KABAGIRE

Jury: Ammar YAHIA, Directeur de recherche

Arezki TAGNIT HAMOU, Rapporteur

Kamal KHAYAT, Évaluateur

Mohammed SONEBI, Évaluateur

Pierre Claver NKINAMUBANZI, Évaluateur

RÉSUMÉ

Les paramètres de formulation et les conditions de mise en place du béton frais affectent ses propriétés mécaniques et sa durabilité à l'état durci et in extenso la durabilité de l'ouvrage construit. De ce fait, l'ouvrabilité du béton doit être judicieusement choisie selon la géométrie de l'élément à couler et la disposition des armatures. Par exemple, le béton autoplacant (BAP) se met en place sous son propre poids et épouse adéquatement les coffrages sans apport de vibration mécanique. Ainsi le BAP est généralement utilisé pour couler les éléments ayant une géométrie complexe ou difficilement accessible. Le comportement à l'écoulement lors de la mise en place de cette classe de béton peut difficilement être prédit à l'aide des essais empiriques tels que le cône d'Abrams. Par ailleurs, une légère variation des propriétés des constituants peut conduire à un béton avec des faibles performances à l'écoulement. La rhéologie, une branche de la physique qui étudie l'écoulement des fluides, permet une meilleure description des propriétés à l'écoulement des BAP et facilite la compréhension de ce matériau.

Le BAP peut être considéré comme une suspension de gros granulats dans un fluide suspendant (mortier). Dans ce cas, des modèles rhéologiques analytiques peuvent être exploités pour prédire les propriétés rhéologiques de ces matériaux et comprendre leur comportement à l'écoulement. Néanmoins, l'applicabilité de ces modèles est fonction de plusieurs paramètres, notamment la nature de la phase suspendante considérée (pâte, mortier de béton équivalent ou mortier), caractéristiques des particules solides, historique de cisaillement de la phase suspendante et de la suspension, etc. Cette recherche exhaustive vise essentiellement à évaluer l'influence de différents paramètres de formulation et d'essais sur les propriétés rhéologiques des BAP afin de comprendre le comportement à l'écoulement de cette classe de béton. Une approche de prédiction des propriétés rhéologiques des BAP simulés par des suspensions diphasiques, c'est-à-dire composés d'une phase suspendante et inclusions solides, est proposée. L'approche diphasique se heurte généralement à la difficulté de définir la phase suspendante.

La première phase du programme expérimental est consacrée à une évaluation de l'applicabilité de la méthode de mortier de béton équivalent (MBE) pour prédire les propriétés à l'état frais des BAP. Les résultats obtenus montrent que cette méthode ne

fournit pas une bonne corrélation entre les propriétés à l'état frais des BAP et leur MBE. Ceci est dû, en partie, au fait que seule la surface spécifique des gros granulats soit considérée comme critère pour formuler les mélanges de MBE. En effet, les résultats obtenus montrent que le concept de la pâte en excès doit être considéré pour améliorer les relations entre le BAP et son MBE. Ce concept tient compte du volume et de la compacité des gros granulats dans le béton. Bien que l'utilisation de la pâte en excès améliore l'approche du MBE, mais résulte en des corrélations complexes et difficilement exploitables pour pouvoir appliquer une approche diphasique afin de prédire les propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP en considérant le MBE comme phase suspendante. Pour pallier à cette difficulté, une investigation plus exhaustive de la pâte-mortier/mortier-BAP est nécessaire afin de mieux comprendre la synergie des différents paramètres de formulation et d'identifier la phase suspendante la plus adéquate pour prédire les propriétés du BAP.

La deuxième phase de cette étude porte sur l'évaluation de l'effet des caractéristiques des particules solides sur les propriétés rhéologiques des suspensions en exploitant des modèles analytiques, notamment les modèles de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT). Les résultats obtenus ont permis de mettre en évidence l'effet de la forme et de la granulométrie des particules solides sur les paramètres intrinsèques de ces modèles analytiques. De plus, il est montré que ces paramètres intrinsèques sont considérablement affectés par les paramètres de formulation, le protocole de cisaillement et la concentration de la phase suspendante (i.e. rapport Eau/Liant). Par ailleurs, il est montré que le modèle rhéologique (Bingham ou Herschel Bulkley) choisi pour décrire le comportement de la phase suspendante (pâte) et de la suspension (mortier) est un facteur influent sur les propriétés rhéologiques prédites des suspensions.

La troisième phase de cette étude vise l'exploitation des modèles analytiques pour prédire les propriétés rhéologiques tout en identifiant une phase suspendante qui représente le plus fidèlement le BAP. Différentes phases suspendantes (mortier) ont été évaluées, notamment le mortier tamisé, mortier type I et le mortier II. Les corrélations entre les propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP et de différents mortiers ont été établies. De plus, l'effet des

paramètres de formulation les plus influents sur les corrélations des propriétés rhéologiques entre les différentes phases ainsi que sur les paramètres intrinsèques des modèles de prédiction ont été mis en évidence. Des modèles sont proposés pour prédire les propriétés rhéologiques des mélanges de BAP en considérant le mortier type II comme phase suspendante.

Mots clefs : Corrélations, béton autoplaçant, Rhéologie, suspensions, phase suspendante, mortier de béton équivalent, paramètres de formulation, modèles analytiques, prédiction.

REMERCIEMENTS

Je tiens sincèrement à remercier mon directeur de thèse le professeur Ammar Yahia dont j'ai eu beaucoup de chance de travailler avec durant mes années de doctorat et de maîtrise à l'Université de Sherbrooke. Merci pour ta disponibilité, ta rigueur et ton enthousiasme. Merci également de m'avoir fait confiance dans différentes tâches, notamment comme auxiliaire d'enseignement dans différents cours. Je suis très reconnaissant.

Merci beaucoup à Paco Diederich qui pendant ses années de stage postdoctoral dont les réflexions et conseils m'ont beaucoup aidé pendant l'élaboration et la réalisation de la phase expérimentale de mon projet de recherche. Un grand merci pour ta contribution.

Je tiens également à remercier les collègues et stagiaires du groupe de recherche dont les échanges et/ou l'aide au laboratoire m'ont beaucoup aidé pendant mon doctorat, en particulier; Behrouz Esmailkhanian, Masoud Hosseinpour, Ahmed Mostafa, Ablam Zidol, Karim Jaouad, Marika Faucher-Roy, Xavier Tanguay, Vincent Robidoux-Roy, Hugues Grenier-Brzeau, Remi Charest. Mes remerciements vont également à la superbe équipe de techniciens : Rajko Vojnovic, Denis Bolduc, Ghislaine Luc, Claude Faucher, Josée Bilodeau qui m'ont beaucoup apporté. Je remercie le personnel administratif de l'Université de Sherbrooke pour l'assistance apportée, particulièrement au département de génie civil et la faculté de génie.

Je remercie beaucoup ma tante Anne-Marie, son mari André et leurs enfants d'avoir été la principale famille avec laquelle j'ai su compter. Vous étiez un support important pour moi.

Je voulais également remercier ma chérie Marie-Jeanne Parent pour son aide, sa compréhension et surtout son amour pendant ce long parcours. Merci infiniment, je t'aime.

Enfin, un grand merci à ma famille, mes douces sœurs et mes formidables parents et ma belle nièce Zuba de m'avoir toujours soutenu inconditionnellement dans mes projets et pour leur amour. Je vous aime.

Je tiens enfin à remercier toutes les personnes qui ont contribué d'une façon ou d'une autre à ce projet de doctorat.

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	i
Remerciements	v
Table des matières.....	vii
LISTE DES SYMBOLES.....	xv
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Problématique.....	1
1.2 Objectifs de la recherche	3
1.3 Organisation de la thèse	4
1.4 Références	6
CHAPITRE 2 ÉTAT DE L'ART	8
2.1 Les propriétés des bétons autoplaçants	8
2.2 Essais empiriques de caractérisation des BAP	10
2.3 Formulation et propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP	11
2.3.1 Résistance au blocage (remplissage et passage).....	13
2.3.2 Résistance à la ségrégation	13
2.3.3 Méthode générale de formulation.....	13
2.3.4 Méthode de formulation japonaise	14
2.3.5 Méthode de formulation par minimisation du volume de pâte.....	15
2.3.5.1 Critère de fluidité	15
2.3.5.2 Critère de non-blocage	16
2.3.6 Méthode de formulation par optimisation du squelette granulaire.....	18
2.3.7 Méthode du mortier de béton équivalent.....	20
2.3.8 La méthode de la pâte en excès	21
2.3.9 Malaxage et facteurs influents.....	21
2.3.9.1 Le temps de malaxage.....	22
2.3.9.2 La vitesse de malaxage	23
2.3.9.3 La séquence de malaxage.....	23
2.4 Rhéologie des suspensions	24
2.4.1 Définition.....	24
2.4.2 Écoulement par cisaillement.....	24
2.4.3 Comportement Newtonien.....	25
2.4.3.1 La viscosité	25

2.4.4 Quelques modèles rhéologiques sans seuil.....	26
2.4.4.1 Modèle d'Oswald.....	26
2.4.4.2 Modèle de Cross	26
2.4.5 Comportement rhéologique à Seuil	27
2.4.5.1 Le Seuil de cisaillement	27
2.4.5.2 Comportement dépendant du temps d'écoulement.....	27
2.4.6 Fluides viscoplastiques	28
2.4.6.1 Le modèle de Bingham	29
2.4.6.2 Le modèle d'Herschel-Bulkley	30
2.4.7 Rhéométrie	30
2.4.7.1 Cas d'un entrefer étroit entre les cylindres	32
2.4.7.2 Rhéomètres à pâte MCR 302	32
2.4.7.3 Cas d'un entrefer large entre les cylindres concentriques	33
2.4.7.4 Rhéomètre ConTec	35
2.4.7.5 Système de mesure et procédure rhéologique.....	36
2.4.7.6 Autres types de rhéomètres	37
2.5 Corrélation entre propriétés rhéologiques et à l'état frais	37
2.5.1 Corrélation entre affaissement et seuil d'écoulement.....	37
2.5.1.1 Approche analytique	37
2.5.1.2 Approche empirique.....	41
2.5.2 Corrélation entre le temps d'affaissement et la viscosité plastique.....	42
2.5.3 Problématique à corréler les propriétés empiriques et rhéologiques	43
2.6 Modèles analytiques.....	44
2.6.1 Le modèle d'Einstein.....	45
2.6.2 Le modèle de Bachelor	45
2.6.3 Le modèle de Krieger-Dougherty.....	46
2.6.4 Le modèle de Château-Ovarlez-Trung	47
2.6.5 Le modèle de Nielsen	48
2.6.6 Applicabilité des modèles analytiques diphasiques.....	49
2.7 Modélisation des écoulements des bétons.....	49
2.7.1 Approche du fluide homogène (CFD).....	50
2.7.1.1 Formulation mathématique	50

2.7.1.2 Approche VOF	52
2.7.1.3 Quelques exemples	54
2.8 Conclusions	55
2.9 Références	56
CHAPITRE 3 NOUVELLE APERÇUE SUR LA MÉTHODE DU MORTIER DE BÉTON ÉQUIVALENT POUR LES BÉTONS AUTOPLAÇANT	63
3.1 Résumé	64
3.2 Abstract	64
3.3 Introduction	65
3.4 Experimental program	67
3.4.1 Materials	67
3.4.2 Mixture proportioning and testing procedure of SCC and CEM	68
3.4.3 Packing density of aggregates and excess paste thickness	70
3.5 Test results and discussion	71
3.5.1 Packing density of aggregates	71
3.5.2 Fresh properties of SCC and CEM	72
3.5.3 Relationship between excess paste thickness and CEM properties	74
3.5.4 Improved Relationships between flow properties of SCC and CEM	75
3.5.5 Relationship between excess mortar thickness and SCC properties	77
3.6 Conclusion	78
3.7 References	79
CHAPITRE 4 ÉVALUATION EXPÉRIMENTALE DE L'EFFET DES CARACTÉRISTIQUES MORPHOLOGIQUES DES PARTICULES SUR LES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES MORTIERS MODÈLES	81
4.1 Résumé	82
4.2 Abstract	82
4.3 Introduction	83
4.4 Prediction models	85
4.4.1 Krieger-Dougherty model	85
4.4.2 Chateau-Ovarlez-Trung model	86
4.5 Experimental program	87
4.5.1 Materials	87
4.5.2 Mix proportioning	89

4.5.3 Shear protocol for rheological measurements	92
4.6 Results and discussion.....	93
4.6.1 Influence of particle shape and grading on relative viscosity	93
4.6.2 Influence of particle shape and grading on relative yield stress.....	97
4.6.3 Effect of shearing procedures on intrinsic and modified intrinsic viscosity values	98
4.6.3.1 Rheology of limestone paste.....	98
4.6.3.2 Rheology of limestone mortar and effect of shear modes on change in rheological parameters	100
4.6.4 Effect of powder concentration in the suspending fluid (W/P) on perceived effect of sand particles	103
4.7 Conclusions	106
4.8 Acknowledgments	107
4.9 References	107
CHAPITRE 5 VERS LA PREDICTION DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES BÉTONS AUTOPLAÇANTS COMME MATERIAU DIPHASIQUE	111
5.1 Résumé	112
5.2 Abstract	112
5.3 List of symbols	114
5.4 Introduction	115
5.5 Experimental program.....	119
5.5.1 Materials properties	119
5.5.2 SCC and mortar mixture proportioning and testing procedure	120
5.5.3 Packing density.....	125
5.6 Test results and discussion	125
5.6.1 Workability and rheological properties of investigated SCC	125
5.6.2 Relationship between SCC and different mortar types	129
5.7 Prediction approach to SCC rheological properties	131
5.8 Validation of proposed approach for predicting SCC rheological properties.....	135
5.9 Conclusions	138
5.10 Acknowledgements	139
5.11 References	140
5.12 Appendices	145
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS.....	148

6.1 Conclusions générales	148
6.1.1 Évaluation de la prédictibilité des propriétés à l'état frais des BAP à partir de celles des MBE	148
6.1.2 Évaluation de l'effet des particules solides par les modèles de prédiction	149
6.1.3 Évaluation de la prédiction des propriétés rhéologiques des bétons autoplaçant comme matériau diphasique	150
6.2 Recommandations	151

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 Différence entre formulation de béton conventionnel et BAP (Okamura et Ouchi, 1998)	9
Figure 2.2 Approche générale de formulation des BAP (Skarendahl et Petersson, 2000)	12
Figure 2.3 Volume limite de blocage V_{bi} en fonction du rapport de l'espacement des armatures de la boîte en L et le diamètre d_i du granulat (Petersson et al., 1996)	17
Figure 2.4 Passage de béton au MBE	20
Figure 2.5 Écoulement induit par cisaillement simple.....	24
Figure 2.6 Déstructuration d'une structure thixotrope (Barnes, 1997)	28
Figure 2.7 MCR 302 avec illustration des mobiles de mesure	33
Figure 2.8 Rhéomètre ConTec pour (a) béton et (b) mortier	36
Figure 2.9 Représentation de l'essai d'affaissement, illustrant la distribution de la contrainte dans le béton avant et après essai (Murata, 1984) (Schowalter et Christensen, 1998)	38
Figure 2.10 Seuils mesurés avec le BTRheom pour des BAP possédant des étalements de 700 ± 50 mm (Roussel, 2007).....	40
Figure 2.11 Boîte de LCPC.....	41
Figure 2.12 Essai d'affaissement modifié (C. Ferraris et Larrard, 1998b)	43
Figure 2.13 Approche infinitésimale avec un volume infinitésimal dV pour la formulation des équations de Navier Stokes. (Gauche) le volume fixe et le fluide traverse l'élément (Droite) l'élément se déplace dans le sens des lignes de courant (Wendt, 2008)	51
Figure 2.14 Taux de présence de fluide dans un volume de contrôle (Hirt et Nichols, 1981)	53
Figure 2.15 Comparaison des valeurs de T_{600} de l'essai du L-box de 18 bétons (Gram et Silfwerbrand, 2011)	54
Figure 2.16 Simulation à l'aide d'un logiciel CFD (VOF) à une phase d'une mise en place d'une poutre de béton	55
Figure 3.1 Aggregates grading curves and calculated specific surface areas	68
Figure 3.2 Test setups used to characterize CEM (a), CEM mini-slump flow and (b) CEM V-funnel	69
Figure 3.3 Variation of the packing density with $S/(S+CA)$	72
Figure 3.4 Variation of slump flow of SCC with that of CEM.....	74
Figure 3.5 Variation of V-funnel flow time of SCC with that of CEM.....	74
Figure 3.6 Variation of flow properties of CEM versus the excess paste thickness.....	75
Figure 3.7 Relationship between slump flow values of CEM and SCC after taking into account the excess paste thickness and volume of aggregate	76
Figure 3.8 Variation of V-funnel flow time of SCC with the excess mortar thickness (an experimental error was noted with the surrounded value corresponding to SCC9).....	77
Figure 3.9 Relationship between V-funnel flow time of CEM and T_{50} of SCC.....	78
Figure 4.1 Particle size distribution of limestone filler and aggregate particles. (a) LF: Limestone filler (b) GB: Glass beads, CL: Crushed limestone sand, S: Siliceous sand.....	88

Figure 4.2 Types of particles used: (a) siliceous sand (b) crushed limestone sand (c) spherical glass beads	89
Figure 4.3 Shearing protocols used for (a) paste (linear and logarithmic modes) (b) mortar (linear mode)	93
Figure 4.4 Variation of relative plastic viscosity of mortar mixtures with volume fraction. (a) Glass beads (GB) (b) Crushed limestone sand (CL) and Siliceous sand (S)	96
Figure 4.5 Variation of relative static yield stress of mortar mixtures with particle volume fraction content. (a) Glass beads (GB) (b) Crushed limestone sand (CL) Siliceous sand (S).....	98
Figure 4.6 Typical static shear stress response of limestone paste	100
Figure 4.7 Typical static yield stress response of mortar mixtures.....	101
Figure 4.8 Variation of the relative plastic viscosity with volume fraction: (a) relative plastic viscosity (b) relative static yield stress	105
Figure 4.9 Variation of the relative consistency index with volume fraction of solid particles	105
Figure 5.1 Particle size distribution of cement, sand, and coarse aggregates	120
Figure 5.2 Shear protocol used for rheological measurements (a) SCC and (b) mortar.	124
Figure 5.3 Rheological properties of SCC proportioned with (a) crushed and (b) rounded river aggregate	128
Figure 5.4 Relationship between slump flows of SCC and its sieved mortar.....	129
Figure 5.5 Relationship between (a) yield stress and (b) consistency index of SCC and its corresponding sieved mortar	130
Figure 5.6 Relationship between yield stress (a) and consistency index (b) of different types of mortar	131
Figure 5.7 Variation of relative rheological properties of SCC with CA (CL) content..	133
Figure 5.8 Variation of relative yield stress of SCC with CA content	134
Figure 5.9 Variation of consistency index of SCC mixtures with CA content.....	135
Figure 5.10 Prediction of relative consistency index for SCC mixtures made with (a) CL and (b) RR aggregate	137
Figure 5.11 Prediction of relative yield stress of SCC mixtures made with CL and RR coarse aggregate.....	138

LISTE DES TABLEAUX

Table 2.1 Évaluation des propriétés d'écoulement des BAP (Walraven, 2003).....	10
Table 2.2 Essais pour caractérisation complète d'un BAP (BIBM et al., 2005)	11
Table 3.1 Mixture proportioning of SCC and CEM	70
Table 4.1 Chemical and physical properties of limestone filler	87
Table 4.2 Characteristics of sand types and glass beads.....	89
Table 4.3 Mixture proportions of investigated mortar mixtures.....	91
Table 4.4 Description of shear modes.....	93
Table 4.5 Experimental packing density values	94
Table 4.6 Intrinsic viscosity of particles determined by regression analysis based on plastic viscosity and consistency index parameters	96
Table 4.7 Modified intrinsic viscosity of particles determined by Chateau-Ovarlez-Trung model.....	98
Table 4.8 Rheological properties of limestone paste mixtures determined using different shear protocols	100
Table 4.9 Rheological properties of 0.30 W/P limestone mortar mixtures made with siliceous sand particles (0.6 – 2.5 mm).....	101
Table 4.10 Intrinsic and modified intrinsic viscosity values of siliceous sand obtained for different shear modes.....	103
Table 4.11 Rheological properties of 0.30 and 0.35 W/P limestone paste mixtures	104
Table 5.1 Physical properties of materials	119
Table 5.2 SCC mixture proportion.....	122
Table 5.3 Mortar mixture proportion	123
Table 5.4 Fresh properties of SCC mixtures made with crushed aggregate (CL)	126
Table 5.5 Fresh properties of SCC mixtures made with rounded river aggregate (RR).	127
Table 5.6 Modified intrinsic viscosity values of CA	134
Table 5.7 Intrinsic viscosity of coarse aggregate.....	135

LISTE DES SYMBOLES

Notation	Définition	Unité
∂x	Dérivée partielle par rapport à x	
∂y	Dérivée partielle par rapport à y	
∂t	Dérivée partielle avec le temps	
V	Vitesse	m/s
$\dot{\gamma}$	Taux de cisaillement	s ⁻¹
τ	Contrainte de cisaillement	Pa
F	Force	N
A	Surface	m ²
d	Distance	m
η	Viscosité apparente	Pa.s
K	Coefficient de consistance	Pa.s ⁿ
n	Indice de fluidité	
η_0	Viscosité apparente pour un cisaillement nul	Pa.s
η_∞	Viscosité apparente pour un cisaillement infini	Pa.s
G	Module de cisaillement	Pa
$\tau_{0,B}$	Seuil de cisaillement de Bingham	Pa
μ_{pl}	Viscosité plastique	Pa.s
$\tau_{0,HB}$	Seuil de cisaillement d'Herschel Bulkley	Pa
Ω_0	Vitesse angulaire du cylindre extérieur	Rad/s
R_0	Rayon extérieur du cylindre du rhéomètre	m
R_i	Rayon intérieur du cylindre du rhéomètre	m
r	Cordonnée cylindrique radiale	m
N	Vitesse de rotation du cylindre extérieur	rps
G_B	Résistance à l'écoulement d'un fluide de Bingham	N.m
H_B	Facteur de viscosité d'un fluide de Bingham	N.m s
G_{HB}	Résistance à l'écoulement d'un fluide de Herschel Bulkley	N.m
H_{HB}	Facteur de viscosité d'un fluide de Herschel Bulkley	N.m.s
J	Facteur de l'indice de cisaillement	
ρ	Densité du BAP ou mortier	Kg/m ³
g	Accélération de la pesanteur	m/s ²
H	Hauteur du cône d'Abrams	m

H_0	Hauteur d'affaissement du béton	m
h_0	Hauteur de l'échantillon de BAP dans la boîte de LCPC	m
L	Portée de l'écoulement dans la boîte de LCPC	m
l_0	Largeur interne de la boîte de LCPC	m
t	Temps	s
S	Étalement	m
η_φ	Viscosité apparente de la suspension à une fraction volumique φ	Pa.s
η_0	Viscosité apparente de la phase suspendante	Pa.s
φ	Fraction volumique des particules	
Vol	Volume	m ³
φ_m	Compacité maximale pour $k' = 9$	
τ_φ	Seuil de la suspension à une fraction volumique φ	Pa
τ_0	Seuil de la phase suspendante	Pa
G_φ'	Module élastique à une fraction volumique φ	Pa
G_0'	Module élastique de la phase suspendante	Pa
μ_φ	Viscosité plastique de la suspension à une fraction volumique φ	Pa.s
μ_0	Viscosité plastique de la phase suspendante	Pa.s
Γ	Épaisseur de pâte en excès relative	
Vol_{fmin}	Volume minimum de pâte pour fluidifié le béton	m ³
Vol_{vide}	Volume de vides granulaires	m ³
C_e	Coefficient d'écartement	
$e_{min i}$	Distance moyenne minimale entre les granulats pour fluidifié le béton	m
D_{moyen}	Diamètre moyen des granulat	mm
m_i	Masse de granulat i	kg
d_i	Diamètre du granulat i	mm
R	Risque de blocage	
V_i	Volume d'un granulat i	m ³
V_{bi}	Volume limite d'un granulat i	m ³
ρ_g	Masse volumique du granulats	Kg/m ³
ρ_s	Masse volumique du sable	Kg/m ³

N_g	Rapport entre masse gros granulat et masse totale des granulats
φ_m^*	Compacité virtuelle ou maximale théorique
k'	Indice de compactage
∇	Laplacien
U	Champs de vitesse
I	Matrice unité
Re	Nombre de Reynold
α_v	Fonction taux de présence

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Problématique

Le béton autoplaçant (BAP) est une classe de béton fluide développé afin de faciliter et d'améliorer la cadence des travaux de construction. Les premières applications de ce type de bétons remontent au début des années 80 au Japon dans le but d'obtenir des infrastructures durables (Okamura et Ouchi 1998). En Amérique du Nord, il a été essentiellement utilisé dans la préfabrication, les travaux de réparation de parkings multi-étages et des murs de soutènement (ACI Committee 237, 2007). L'utilisation des BAP continue de révolutionner l'industrie de la construction en offrant plus de possibilités aux constructeurs en leur permettant de couler des éléments en bétons avec des géométries plus complexes et des éléments structuraux fortement congestionnés en armatures. Il est également important de mentionner que le développement de ce type de béton a été rendu possible grâce au développement des superplastifiants performant facilitant la dispersion des particules de ciment.

Les méthodes de formulation des BAP sont encore pour la plupart basées sur une approche d'essai-erreur, Ces approches sont particulièrement exigeantes en ressources matérielles et humaines. De plus, ces bétons possèdent une plus grande sensibilité aux légères variations de propriétés des matériaux, notamment l'humidité des granulats. Parmi ces approches, certaines sont susceptibles de prédire le comportement à l'écoulement ou voir même les propriétés rhéologiques (S.Tangtermsirikul et Van, 1995) (De Larrard, 1999). La première méthode de formulation a été proposée à l'Université de Tokyo (Okamura et al., 1993; Okamura et Ouchi, 1998). Dans cette approche, le volume des granulats est fixé à 50% de leur masse volumique pilonnée et celui du sable à 40% du volume total de mortier. Une autre approche utilisée par Petersson et al. (Petersson et al., 1996), basée sur les travaux de Tangtermsirikul et Van (Tangtermsirikul et Bui, 1995), propose un abaque pour déterminer le volume minimum de pâte nécessaire afin d'obtenir une bonne capacité de remplissage par l'essai de L-box. Un peu plus récemment, une approche semi-empirique basée sur un

modèle mathématique connu sous le nom de modèle d'empilement compressible a été proposée par Sedran et de Larrard (Sedran et al., 1996; Larrard et Sedran, 2007). Ils ont prédit les propriétés rhéologiques (seuil d'écoulement et viscosité plastique) ainsi que l'étalement des mélanges de BAP. Bien que ce modèle repose sur une base théorique solide, des améliorations qui permettraient de prendre en compte différents types d'ajouts minéraux ainsi que l'interaction avec les superplastifiants sont nécessaires.

Un modèle basé sur la phase matrice-particule développé par (Mørtzell et al., 1996) est parvenu à prédire la maniabilité du béton en fonction des propriétés des granulats et de la phase suspendante. Dans leur approche, les granulats ont été considérés de taille supérieure à 125 μm et caractérisés par leur compacité (lié aux vides intergranulaires). La principale faiblesse de cette méthode est de ne pas décrire les propriétés rhéologiques en unités fondamentales. Schwartzentruber et Catherine (Schwartzentruber et Catherine, 2000) ont abordé une autre approche visant la formulation d'un mortier mimant le béton à petite échelle. Celle-ci est la méthode du mortier du béton équivalent (MBE) qui au départ visait à simplifier la formulation des bétons adjuvantés. Ils ont identifié une excellente corrélation des propriétés à l'état frais des BAP et des mortiers de bétons équivalents. D'autre part, Yahia et al. (Yahia et al., 1999) a également proposé une excellente relation entre l'étalement des BAP et du mortier directement prélevé du malaxeur avant l'ajout des gros granulats.

D'autres méthodes font recours à une approche multi-échelle basée sur des modèles analytiques (Chateau et al., 2008; Krieger et Dougherty, 1959; Quemada, 1977; Toutou et Roussel, 2006) pour particulièrement évaluer et prédire les propriétés rhéologiques des suspensions. De ce fait, les propriétés rhéologiques d'un mélange de béton d'échelle X peuvent être prédites en considérant une phase suspendante/liquide et des particules à une échelle $X-1$. De plus, le comportement rhéologique de la phase suspendante peut être décrit soit par les modèles de Bingham ou de Hershel-Bulkley (Feys et al., 2008). Un cas de l'approche multi-échelle est l'approche diphasique qui consiste à considérer la suspension composée de deux phases, i.e. la phase suspendante et les inclusions solides. De ce fait, la gestion de différents types d'interactions entre les particules de différentes tailles est simplifiée, car les forces d'interactions, notamment les forces colloïdales, Browniennes et

hydrodynamiques sont prises en compte en considérant les propriétés de la phase suspendante. Néanmoins, le choix de la phase suspendante est un défi considérable, étant donné que la précision de la prédiction des propriétés rhéologiques de la suspension est intimement liée à ce choix. En plus, cette approche permettrait de quantifier la contribution des particules incorporées dans la phase suspendante, en occurrence de leur volume et caractéristiques morphologiques.

À ce jour, peu de connaissances en ce qui concerne la relation entre les propriétés rhéologiques de différentes gammes de BAP et de leurs mortiers sont disponibles. Les principales difficultés sur cette relation résident, d'une part, sur le fait que les propriétés à l'état frais et rhéologiques sont fonctions du choix de la coupure de la taille de particules pour définir le mortier ou la phase suspendante et, d'autre part, du peu de connaissances sur l'historique du cisaillement expérimenté par cette dernière. De ce fait, la prédiction des propriétés rhéologiques des BAP dépendra fortement de la nature de la phase suspendante considérée et des paramètres de formulation. D'où l'importance de déterminer, comprendre et caractériser la phase/les phases suspendante(s) qui représenteront le plus fidèlement possible ce qui se passe dans un mélange de BAP pour faciliter l'application des modèles analytiques de prédiction des propriétés rhéologiques. Ceci permettra de faciliter l'approche de formulation des bétons fluides en considérant les phases moins complexes lors de l'étape d'optimisation.

1.2 Objectifs de la recherche

L'optimisation et la prédiction des propriétés rhéologiques des BAP passent premièrement par une caractérisation rigoureuse de chaque constituant ainsi qu'une maîtrise de l'interaction du couple adjuvant-liant. L'objectif principal de cette étude est d'approfondir les connaissances en ce qui concerne la modélisation et prédiction des propriétés rhéologiques des BAP. Le BAP est considéré comme une suspension diphasique relativement simple, constituée par les phases usuellement utilisées, telles que le mortier et/ou pâte comme phase suspendante et les inclusions solides (gros granulats et sables).

Il s'agira notamment d'établir les relations entre le BAP et son mortier et de développer un outil de prédiction des propriétés rhéologiques des BAP à partir de celle de son mortier.

Les objectifs spécifiques de cette étude sont :

1. Évaluer l'applicabilité de la méthode de mortier de béton équivalent (MBE) pour la prédiction des propriétés à l'état frais de différentes formulations de BAP.
2. Évaluer l'effet des caractéristiques de différents types de particules solides en appliquant des modèles analytiques adaptés afin de mieux comprendre les facteurs affectant la fiabilité (qualité) des prédictions et des propriétés rhéologiques.
3. Déterminer la phase suspendante permettant d'assurer la meilleure prédiction possible des propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP en utilisant l'approche diphasique. Il sera également question d'évaluer l'influence de différents paramètres de formulation sur la relation entre mortier/pâte – BAP.

1.3 Organisation de la thèse

Cette thèse est composée de six chapitres comme suit :

Le premier chapitre met en évidence la problématique de la recherche et de la pertinence de ce travail, tout en détaillant les objectifs et l'organisation de cette thèse :

Le deuxième chapitre traite de l'état des connaissances sur les méthodes de formulation des BAP et les modèles de prédiction de leurs propriétés rhéologiques. Il s'agit notamment de décrire les propriétés à l'état frais (des essais de caractérisation) et rhéologiques des bétons autoplacants. Les différentes approches de prédictions des propriétés à l'état frais et rhéologiques des suspensions cimentaires seront également présentées. Ceci comprend les modèles analytiques de prédiction et les approches de formulation empiriques. Une synthèse bibliographique sera par la suite présentée.

Le troisième chapitre porte sur la relation entre les mortiers de béton équivalent (MBE) et BAP. Plusieurs formulations de BAP et MBE sont considérées et leurs propriétés à l'état frais sont évaluées. Une correspondance entre les deux phases est présentée afin de montrer

comment les MBE pourraient être exploités afin d'étudier les propriétés à l'état frais des BAP.

Le quatrième chapitre traite de l'influence des caractéristiques des particules solides (sphériques et naturelles) ainsi que de la phase suspendante sur la rhéologie des mortiers modèles. Les modèles analytiques de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT) sont adaptés afin de déterminer et d'étudier les propriétés intrinsèques des différentes particules solides. Ceci ouvre les perspectives en vue d'appliquer ces modèles dans le cas des BAP.

Le cinquième chapitre traite de la relation entre les propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP et des différentes phases, notamment les mortiers tamisés et mortiers découlant de la formulation des mélanges de BAP. Les corrélations entre BAP et différents types de mortiers permettrait une meilleure application des modèles de KD et COT afin de prédire les propriétés rhéologiques.

Les chapitres 3, 4 et 5 font référence aux articles scientifiques publiés et soumis dans les journaux scientifiques de façon suivante :

Le troisième chapitre: K. Daddy Kabagire, Diederich, P. et Yahia, A. (2015). New insight into the equivalent concrete mortar approach for self-consolidating concrete. Journal of Sustainable Cement-Based Materials, 1 10. doi:10.1080/21650373.2015.1018983.

Le quatrième chapitre: K.Daddy. Kabagire, P. Diederich, A. Yahia et M. Chekired, Experimental assessment of the effect of particle characteristics on rheological properties of model mortar, 151 (2017) 615–624. doi:10.1016/j. conbuildmat.2017.06.122.

Le cinquième chapitre : K. Daddy Kabagire, Ammar Yahia, et Mohamed Chekired. Towards the prediction of rheological properties of self-consolidating concrete as diphasic material. Soumis. Cement and Concrete Composites (09/2017).

Le sixième chapitre récapitule les conclusions de cette étude et les recommandations pour des travaux futurs.

1.4 Références

- ACI Commitee 237 (2007) Self-Consolidating Concrete. Farmington Hills, MI : American Concrete Institute : 1-34 p.
- Chateau, X., Ovarlez, G. et Trung, K. L. (2010) Homogenization approach to the behavior of suspensions of noncolloidal particles in yield stress fluids. *Journal of Rheology*, vol. 52, n°2, p. 489-506.
- De Larrard, F. (1999) Concrete mixture proportioning: a scientific approach. Londres, UK.
- De Larrard, F. et Sedran, T. (2007) Le logiciel BétonlabPro 3. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussees*, n°270-271, p. 75-85.
- Feys, D., Verhoeven, R. et De Schutter, G. (2008) Fresh self compacting concrete, a shear thickening material. *Cement and Concrete Research*, vol. 38, n°7, p. 920-929.
- Krieger, I. M. et Dougherty, T. J. (1959) A Mechanism for Non-Newtonian Flow in Suspensions of Rigid Spheres. *Transactions of the Society of Rheology*, vol. 3, n°1, p. 137-152.
- Mørtzell, E., Maage, M. et Smeplass, S. (1996) A particle-matrix model for prediction of workability of concrete. *Rilem Proceedings*.
- Okamura, H. et Ouchi, M. (1998) Self-compacting high performance concrete. *Progress in Structural Engineering and Materials*, vol. 1, n°4, p. 378-383.
- Ozawa, K., Maekawa, K. et Okamura, H. (1990) High Performance Concrete with High Filling Capacity, vol. Barcelona, n°Admixtures for Concrete-Improvement of Properties: *Proceedings of the International RILEM Symposium*, p. 51-62.
- Petersson, O., Billberg, P. et Van, B. (1996) A model for self-compacting concrete. *RILEM PROCEEDINGS*.
- Quemada, D. (1977) Rheology of concentrated disperse systems and minimum energy dissipation. *Rheologica Acta*, vol. 16, p. 82-94.
- Schwartzentruber, a. et Catherine, C. (2000) La méthode du mortier de béton équivalent (

MBE) - Un nouvel outil d'aide à la formulation des bétons adjuvantés. *Materials and Structures*, vol. 33, n°October, p. 475-482.

Sedran, T., Larrard, F. De, Hourst, F. et Contamines, C. (1996) Mix design of self-compacting concrete (SCC). *RILEM PROCEEDINGS*.

Tangtermsirikul, S. et Bui, V. K. (1995) Blocking criteria for aggregate phase of self-compacting high performance concrete. *Proceedings of Regional Symposium on Infrastructures Development in Civil Engineering*. Bangkok, Thailand, p. 58-69.

Toutou, Z. et Roussel, N. (2006) Multi scale experimental study of concrete rheology: from water scale to gravel scale. *Materials and Structures*, vol. 39, n°2, p. 189-199.

Yahia, A., Tanimura, M. et Shimabukuro, A. (1999) Effect of rheological parameters on self-compactability of concrete containing various mineral admixtures. *RILEM symposium on self-compacting concrete*, p. 523-535.

CHAPITRE 2 ÉTAT DE L'ART

Dans ce chapitre, nous allons discuter des propriétés à l'écoulement, des essais empiriques et rhéologiques utilisés pour la caractérisation des BAP. Les principales difficultés lors des correspondances entre les propriétés empiriques et paramètres rhéologiques sont également discutées. De plus, les méthodes de formulations des BAP ainsi que les facteurs affectant les propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP sont également discutées. Il sera également question de présenter quelques modèles analytiques de prédictions des propriétés rhéologiques. Enfin, une brève description des méthodes de simulations numériques, particulièrement celles du fluide continu et diphasiques utilisées dans l'étude d'écoulement des bétons fluides seront discutées.

2.1 Les propriétés des bétons autoplaçants

Comparativement à un béton conventionnel, les BAP sont des bétons plus fluides qui se mettent en place sous leur propre poids, encapsulent les armatures et épousent complètement la forme des coffrages (ACI Committee 237, 2007). L'obtention de cette fluidité nécessite certains ajustements dans la méthode de formulation, dont le plus important est le remplacement d'un certain volume de gros granulats (Figure 2.1) par des ajouts minéraux.

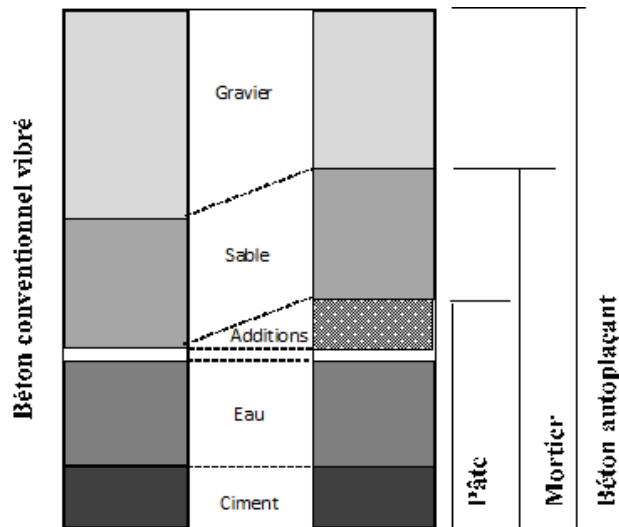


Figure 2.1 Différence entre formulation de béton conventionnel et BAP (Okamura et Ouchi, 1998)

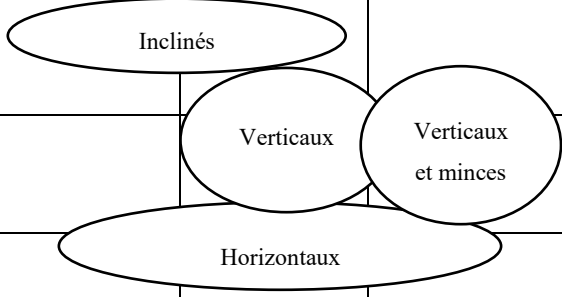
Idéalement, un BAP possède les propriétés à l'écoulement suivantes (ACI Commitee 237, 2007) :

- La capacité de remplissage : représente la facilité de mise en place tout en épousant toutes les formes pendant le remplissage, en occurrence les coffrages avec et/ou sans renforcement.
- La capacité de passage : représente la capacité du béton à passer les ouvertures étroites dont les espacements entre les armatures sans blocage et ni ségrégation.
- La résistance à la ségrégation : est la capacité du béton de rester homogène pendant son écoulement et/ou au repos.

Les propriétés mécaniques de ces bétons sont également améliorées par l'incorporation des adjuvants, notamment les superplastifiants qui assurent une meilleure dispersion des particules de ciment, ce qui contribue à l'amélioration de l'hydratation et des propriétés mécaniques.

Un BAP qui possède d'excellentes propriétés à l'écoulement peut être utilisé dans différentes situations de mise en place tout en respectant certains critères de performance qui peuvent être évalués par des essais empiriques, tel qu'illustré dans le Tableau 2.1.

Table 2.1 Évaluation des propriétés d'écoulement des BAP (Walraven, 2003)

<u>Viscosité</u> VS → Étalement, T_{50} VF → V - funnel	Types d'éléments à couler			Résistance à la ségrégation/capacité de passage
VS > 2s $9s \leq VF2 \leq 25s$				Capacité de passage à définir pour ÉT 1 et ÉT 2
VS1 ou 2 VF1 ou 2				Résistance à la ségrégation à définir pour ÉT 3
VS1 ≤ 2s VF1 ≤ 8s				Résistance à la ségrégation à définir pour ÉT 2 et ÉT 3
	<u>Étalement</u>			
	ÉT1 550 à 650 mm	ÉT 2 660 à 750 mm	ÉT 3 760 à 850 mm	

ÉT : Étalement

2.2 Essais empiriques de caractérisation des BAP

Les essais de maniabilité communément appelés « *single point test* » sont des essais qui prennent en compte qu'un seul point de la courbe d'écoulement des matériaux considérés. De ce fait, le BAP est cisailé sous une certaine contrainte qui ne représente pas exactement les conditions de cisaillement similaires à celles du malaxage, transport, de mise en place, etc. Ces essais empiriques ont l'avantage d'être facile à implémenter dans les chantiers lors des travaux de construction. Parmi ces essais, on note l'essai d'étalement (ASTM Committee C09.47, 2009), le cône d'écoulement (i.e. V – funnel), la boîte en L (L – box) et le J – ring (ASTM C1621, 2014). Par exemple, l'une des principales critiques à l'endroit de l'essai d'étalement est que deux bétons ayant un même étalement peuvent avoir des comportements rhéologiques très différents lors des travaux de mise en place (Roussel, 2007). Les principaux essais empiriques pour caractériser les bétons fluides et BAP sont donnés au Tableau 2.2. Les détails sur chaque essai peuvent être trouvés dans les normes respectives ou dans les rapports du comité 237 de l'ACI (*American Concrete Institute*) et

de l'EFNARC (*European Federation of National Associations Representing for Concrete*) (ACI Commitee 237, 2007) (BIBM et al., 2005). Le Tableau 2.2 comporte différents types d'essais, notamment les essais évaluant la capacité de remplissage (Étalement), la capacité de passage (J-ring, Boite en L) et la stabilité (stabilité au tamis, colonne de tassement). Les essais rhéologiques permettent une meilleure caractérisation des mélanges à base de matériau cimentaires en déterminant le seuil d'écoulement et la viscosité.

Table 2.2 Essais pour caractérisation complète d'un BAP (BIBM et al., 2005)

Méthode	Remplissage	Viscosité	Passage	Ségrégation	Thixotropie
Étalement	Étalement	T ₅₀			Perte étalement
Boite LCPC	Écoulement				
V-Funnel		Temps			
J-Ring			Étalement		
Boite en L			Rapport H ₁ /H ₂		
Stabilité au tamis				% de laitance	
Colonne de tassement				% de tassement	
Colonne de ségrégation				% de granulats	
Pression					Pression coffrage
Rhéologie	Seuil	Viscosité plastique			Thixotropie

2.3 Formulation et propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP

Le principe de formulation est intimement relié aux propriétés clés des BAP. Afin d'assurer une meilleure consistance de ces bétons, il faut avoir un équilibre entre la capacité à l'écoulement et la résistance à la ségrégation (Figure 2.2). L'écoulement du béton est relié à celui de la matrice (i.e. la pâte), qui peut être amélioré avec l'incorporation des ajouts cimentaires et superplastifiant. Ce dernier agit différemment de l'addition de l'eau qui réduit considérablement le seuil de cisaillement ainsi que la viscosité. Le superplastifiant réduit principalement le seuil (Khayat, 1999; Wallevik, 2003). D'autre part, le rapport Eau/Liant (E/L) doit également être bien choisi, car un faible rapport limitera l'écoulement

de la pâte, alors qu'un rapport plus élevé réduira la cohésion qui conduira à la ségrégation des particules fines ainsi que des gros granulats et causera le blocage lors de l'écoulement. Le volume de la pâte de ciment est aussi un facteur très important, car pour que l'écoulement soit amorcé, il faut que les granulats soient recouverts d'une certaine couche de pâte de ciment. L'écoulement des bétons est également affecté par la forme, la texture, le volume et la friction entre les particules. L'effet de ces facteurs est plus important pour des mélanges avec des granulats de taille maximal plus grossier (influence de la taille maximale). La résistance intrinsèque à l'écoulement est causée par une augmentation de la friction solide-solide (Khayat, 1999) et cela apparaît particulièrement lors de l'écoulement du béton dans les sections étroites et a pour conséquence l'augmentation de la viscosité, ce qui requiert une contrainte de cisaillement plus élevée pour assurer l'écoulement. C'est la raison pour laquelle le volume de gros granulat doit être réduit afin d'augmenter la distance inter - granulaire, réduire ainsi la friction et assurer une certaine fluidité. D'autres auteurs suggèrent l'utilisation des courbes granulométriques optimisées pour améliorer la résistance à la ségrégation. Par exemple, la courbe de Fuller-Thompson est la plus célèbre (Fuller et Thomson, 1907).

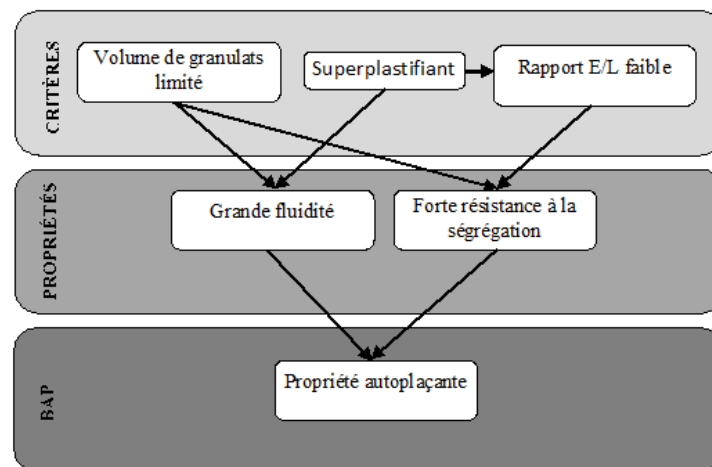


Figure 2.2 Approche générale de formulation des BAP (Skarendahl et Petersson, 2000)

La méthode de formulation est orientée de manière à fournir des mélanges de BAP possédant les propriétés mentionnées ci-haut. Pour que ces propriétés typiques soient

complètement atteintes, il est nécessaire de réaliser l'ajustement des paramètres de formulation par une procédure d'essais-erreurs.

2.3.1 Résistance au blocage (remplissage et passage)

Pour réduire le risque de blocage lors de l'écoulement des bétons fluides dans des sections étroites et fortement congestionnées en armatures, il est important d'augmenter la cohésion des mélanges. Cela peut se faire en réduisant le rapport E/L et où en incorporant une certaine quantité d'agent de viscosité. En mesure que l'espacement entre les barres d'armatures décroît, le diamètre maximal (D_{\max}) des gros granulats doit également être réduit afin de limiter la collision particule-particule dans le voisinage de la zone densément renforcée.

2.3.2 Résistance à la ségrégation

Une meilleure résistance à la ségrégation est obtenue en ajustant la viscosité de la matrice cimentaire selon les conditions de mise en place. Cela peut se faire en réduisant le rapport E/L et dans quelques cas incorporer un agent de viscosité. Le volume ainsi que la taille maximale des gros granulats doivent également être réduits. Afin de limiter ce phénomène il est recommandé de :

- Diminuer le rapport E/L en utilisant du superplastifiant.
- Réduire le rapport E/L en incorporant des additions minérales avec une forte surface spécifique afin de fixer l'eau libre (fumée de silice, métakaolin, cendres volantes).
- Utiliser si possible un agent de viscosité.

2.3.3 Méthode générale de formulation

La superposition des propriétés décrites précédemment permet de formuler des mélanges de BAP en utilisant les superplastifiants de troisième génération à base de polycarboxylates. Les polynaphtalènes et polyméamines sulfonates sont également appropriés

pour offrir des propriétés autoplaçantes. L'obtention d'une bonne résistance à la ségrégation passe par l'amélioration de la viscosité des mélanges.

Il n'existe pas de méthode standard de formulation des BAP. Néanmoins, le volume de la pâte est considéré comme un paramètre-clef à cause de l'importance de remplir le volume intergranulaires. Certaines approches visent l'optimisation des granulats disponibles moyennant une courbe granulométrique donnée. D'autres approches visent plutôt l'évaluation et l'optimisation de l'écoulement et la stabilité de la pâte de ciment dans un premier temps, par après le mortier avant de considérer l'ajout des gros granulats. Nous décrivons les plus populaires.

2.3.4 Méthode de formulation japonaise

Cette méthode (Okamura et Ouchi, 1998) privilégie le volume de pâte au détriment des granulats en fournissant des BAP surdosés en liant, ce qui procure des bétons dispendieux. Le coût est, cependant, équilibré par les économies effectuées sur la main d'œuvre. Les particularités de cette méthode sont les suivantes :

- Le volume de gros granulat est limité à la moitié de sa masse volumique pilonnée afin de limiter le blocage.
- Le volume de sable est également fixé à 40 % du volume total du mortier. De ce fait, la fluidité est assurée par la réduction de la friction granulaire.
- La quantité de liant n'étant pas spécifiée, la norme suggère néanmoins une masse minimale de 350 kg/m^3 . Les rapport E/C ou E/L peuvent être choisis sur la base de résistances mécaniques visées.
- Les dosages d'eau et du superplastifiant sont déterminés par essais sur mortier contenant un volume de sable de 40%. Les essais d'étalement sont réalisés à l'aide d'un cône d'écoulement. Ils ont trouvé une relation linéaire entre l'étalement et l'écoulement en variant la quantité d'eau pour un dosage constant de superplastifiant.

2.3.5 Méthode de formulation par minimisation du volume de pâte

Dans cette méthode, le béton est considéré comme un mélange diphasique constitué d'une phase liquide (eau + liant + adjuvant) et solide (granulats). Selon les auteurs de cette méthode (Bui et Montgomery, 1999; Petersson *et al.*, 1996; S.Tangtermsirikul et Van, 1995), la pâte de liant ou phase liquide possède deux rôles distincts :

- Fluidifier en limitant le frottement entre granulats.
- Créer un effet de desserrement qui écarte les grains et évite la formation de voutes responsable de blocage derrière des armatures.

Les auteurs font également l'hypothèse qu'il existe un volume de pâte minimal permettant de remplir les deux rôles à la fois.

2.3.5.1 Critère de fluidité

Pour fluidifier 1 m³ de béton, le volume minimum requis s'écrit comme suit :

$$Vol_{fmini} = 1 - \frac{1 - V_{vide}}{C_e} \quad (2.1)$$

V_{vide} représente la porosité granulaire mesurée indirectement à l'aide de la méthode ASTM C29, alors que C_e est un coefficient d'écartement. Quand C_e est égale à 1, Vol_{fmini} est égale à V_{vide} . Le volume de pâte remplit l'espace entre les granulats. Lorsque C_e est supérieure à 1, la pâte remplit la porosité et écarte les granulats. Ce coefficient équivaut à :

$$C_e = \left(\frac{e_{mini}}{D_{moyen}} + 1 \right)^3 \quad (2.2)$$

$$D_{moyen} = \frac{\sum m_i d_i}{\sum m_i} \quad (2.3)$$

Ici, D_{moyen} représente le diamètre moyen des granulats (mm), d_i est le diamètre du tamis i (mm), m_i la masse de granulat sur le tamis i , e_{mini} est la distance moyenne minimale entre les granulats pour fluidifier le béton (mm). Le e_{mini} est déterminé expérimentalement. Des formules de bétons avec des volumes de pâte décroissants sont

réalisées. La limite de fluidité est fixée à une valeur d'étalement inférieur à 650 mm ou lorsqu'y a évidence de ségrégation. Des courbes illustrant la distance $e_{\min i}$ en fonction de D_{moyen} pour différents rapport $E/(C+F)$ et diamètres maximaux de gros granulats (E : eau, C : ciment et F : filler) sont alors obtenues. Il est important de noter que les auteurs ont voulu simplifier le modèle en incorporant le dosage en superplastifiant comme paramètres en plus de $e_{\min i}$, $E/(C+F)$, D_{moyen} .

2.3.5.2 Critère de non-blocage

Ils proposent également la modélisation de V_{bi} linéairement en fonction du rapport de l'espacement e des armatures de la boîte en L et du diamètre ' d_i ' comme illustré à la Figure 2.3. Ils rapportent également que le volume de sable n'est pas un paramètre critique si le béton est fluide. Pour ce qui concerne le reste de la courbe, l'ordonnée en A devrait être déterminé expérimentalement pour les gravillons utilisés dans le béton à formuler. Ceci représente un nombre considérable d'essais à réaliser. Une simplification pourrait être faite en supposant que les granulats considérés sont concassés comme ceux proposés.

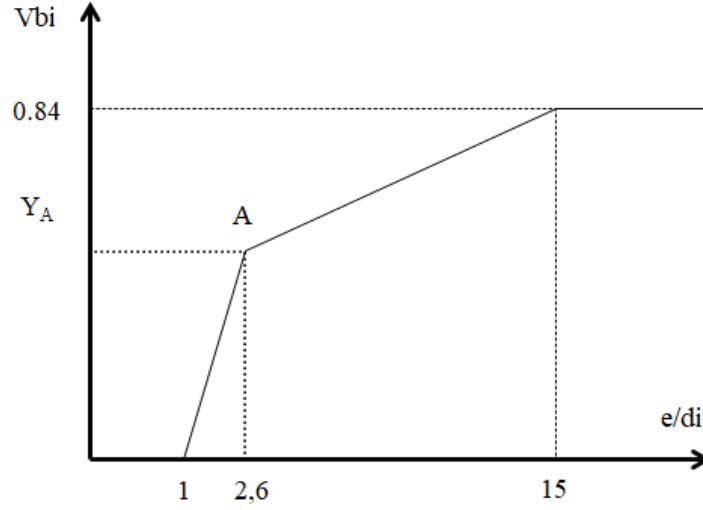


Figure 2.3 Volume limite de blocage V_{bi} en fonction du rapport de l'espacement des armatures de la boîte en L et le diamètre d_i du granulat (Petersson *et al.*, 1996)

Les auteurs expriment le risque de blocage en fonction du rapport du volume V_i de granulats d_i et de son volume limite V_{bi} comme suit :

$$R = \sum_i \frac{V_i}{V_{bi}} \quad (2.4)$$

Ils ont déduit l'expression qui donne le volume de pâte pour 1 m³ de béton en deçà duquel, il existe un risque de blocage en milieu confiné. Il est donné comme suit :

$$V_{bmin i} = 1 - \frac{\rho_g + (\rho_s - \rho_g) \times N_g}{\sum \frac{p_{gi} \times N_g \times \rho_s}{V_{bi}} + \sum \frac{p_{si} (1 - N_g) \times \rho_g}{V_{bi}}} \quad (2.5)$$

Sur cette relation, ρ_g , ρ_s sont les masses volumiques (kg/m³) du gros granulat et du sable respectivement, N_g est le rapport entre la masse de gravillon et la masse totale de granulats; p_{gi} et p_{si} sont respectivement la proportion des gros granulats et du sable. V_{bi} représente le volume limite de granulats de taille d_i , au-delà duquel le béton ne s'écoule plus dans un milieu confiné, comme l'essai de boîte en L (i.e. L-box).

2.3.6 Méthode de formulation par optimisation du squelette granulaire

L'optimisation granulaire est une étape indispensable pour la formulation des bétons afin de minimiser la porosité dans le béton. Il est bien connu que la résistance à la compression du béton est fonction de la compacité de la pâte, qui est fonction du rapport E/L et de la concentration en agent réducteur d'eau. Plusieurs travaux ont montré la relation entre la viscosité de mélange granulaire et la concentration solide. La modélisation du comportement du béton à l'état frais à partir de la compacité du squelette granulaire total a été rendu possible grâce aux travaux de recherche mené à l'IFSTTAR (Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux) anciennement LCPC (Laboratoire Central des Ponts et chaussées) par T. Sedran et de F. de Larrard (Sedran et Larrard 1999). Le modèle mathématique utilisé est basé sur :

- La compacité virtuelle φ_m^* qui correspond à la compacité maximale que pourrait prendre l'empilement si tous les grains étaient rangés de manière optimale un à un. Pour un mélange de n classes granulaires, la compacité virtuelle partielle φ_{mi}^* des grains de diamètre d_i est donné par :

$$\varphi_{mi}^* = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1} y_j \left(1 - \beta_i + b_{i,j} \beta_i \left(1 - \frac{1}{\beta_j} \right) - \sum_{j=1+i}^n y_j \left(1 - a_{i,j} \frac{\beta_i}{\beta_j} \right) \right)} \quad (2.6)$$

Dans cette relation y_j est la proportion volumique des grains de diamètre d_j dans l'empilement, β_i est la compacité virtuelle des grains d_i , une caractéristique propre à cette classe, qui est déduite de mesures de compacité sur une plus grande étendue granulaire. Les coefficient $a_{i,j}$ et $b_{i,j}$ servent à modéliser respectivement les effets de desserrement et parois d'une classe sur une autre.

- Vue qu'en réalité, la compacité virtuelle est inaccessible, le degré de compaction a donc été développé. Cette indice appelé indice de serrage k' , définie comme la somme des indices de serrages k'_i de chaque classe granulaire d_i et d'écrit selon l'équation.

$$k' = \sum_{i=1}^n k'_i = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\frac{y_i}{\beta_i}}{\frac{1}{\varphi_m} - \frac{1}{\varphi_{mi}^*}} \right) \quad (2.7)$$

Un indice de serrage infini implique une compacité équivalente à la compacité virtuelle. L'indice de serrage est équivalent à l'énergie à appliquer au béton pour un compactage afin d'atteindre la compacité expérimentale φ_m .

En plus du modèle, ils ont également développé un rhéomètre à béton appelé le BTRHEOM, qui a permis de montrer que le comportement rhéologique des bétons peut être estimé par le model de Bingham. Les deux propriétés intrinsèques qui sont la viscosité plastique et le seuil d'écoulement sont données en fonction de la compacité virtuelle, et de l'indice de serrage par les relations suivantes.

$$\mu_{pl} = \exp \left(A \times \left(\frac{\varphi}{\varphi_m} - B \right) \right) \quad (2.8)$$

Ici la concentration solide φ est donnée par la quantité d'eau dans le béton, et φ_m est défini comme la compacité du squelette obtenu pour un indice de serrage k' équivalent à 9. Les coefficients A et B sont callés à partir des résultats d'essais au rhéomètre. L'erreur sur la viscosité est relativement élevée, en moyenne de 46 Pa.s. Ils rapportent également que la viscosité ne dépend presque pas du dosage en super-plastifiant d'où la relation précédente.

Le seuil de cisaillement est modélisé à l'aide des indices de serrages des classes successives, comme suit :

$$\tau_\varphi = \exp \left(a_0 + a_c k'_c + a_f k'_f + a_s k'_s + a_S k'_S + a_g k'_g + a_G k'_G \right) \quad (2.9)$$

Où

$k'_c, k'_f, k'_s, k'_S, k'_g, k'_G$ sont respectivement les indices de serrage du ciment, du filler, des éléments inférieurs à 80 μm du sable, des éléments supérieurs à 80 μm du sable, des granulats de taille moyenne et des gros granulats. Ces modèles sont incorporés dans un logiciel appelé *BetonlabPro2* (Larrard et Sedran, 2007) pour simuler les propriétés rhéologiques des bétons.

2.3.7 Méthode du mortier de béton équivalent

Cette méthode a été développée afin d'optimiser les bétons adjuvés et de prévoir des problèmes de compatibilité entre liant-adjuvant (Schwartzentruber et Catherine, 2000). Cette méthode a été proposée afin de faciliter le choix du couple ciment-adjuvant en réalisant les essais sur mortiers au lieu de les faire sur les bétons. La méthode est basée sur une approche qui préconise le rôle des surfaces de contacts (surfaces spécifiques) plutôt que celui de volume.

Calculer un MBE revient à remplacer les graviers du béton par du sable dont la surface spécifique développée est égale à celle des gros granulats remplacés (Figure 2.4).

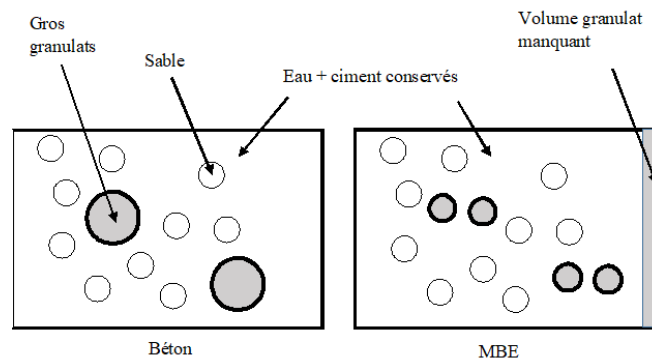


Figure 2.4 Passage de béton au MBE

Le passage de la formulation d'un béton à celui d'un MBE induit :

- La diminution de l'étendu granulaire qui augmente les distances inter-granulaires.
- Les gros granulats des bétons sont remplacés par du sable de même surface spécifique, ce qui implique que les gros granulats sont remplacés par une masse moindre que celui des gros granulats. La capacité calorifique est réduite dans le MBE alors que la chaleur d'hydratation produite est conservée. Ce qui implique des températures développées plus élevées pour le MBE. De ce fait, les réactions de prises sont plus thermoactives que dans les mélanges de bétons.
- Les essais sur plus de 100 bétons et 1200 MBE ont montrés de bonnes corrélations entre l'étalement des BAP et celui des MBE (Schwartzentruber et Catherine, 2000).

En plus des méthodes de formulation citées, il existe plusieurs autres méthodes empiriques et semi-empiriques utilisées dans la formulation des bétons conventionnels qui peuvent être adaptées pour la formulation des BAP et bétons fluides.

2.3.8 La méthode de la pâte en excès

En se basant sur la théorie de la pâte en excès, Nogushi et Tomosawa (Oh et al., 1999) ont évalué l'évolution de la viscosité plastique et du seuil de cisaillement (selon le modèle de Bingham) en fonction de l'épaisseur de la pâte en excès relative (Γ) qui prend en compte la fraction volumique des particules et la forme des particules. En considérant leurs essais, ils ont abouti aux résultats suivants :

$$\mu_{\varphi} = \mu_0(0.0705 \Gamma^{-1.69} + 1) \quad (2.10)$$

$$\tau_{\varphi} = \tau_0(0.0525 \Gamma^{-2.22} + 1) \quad (2.11)$$

L'épaisseur de la pâte en excès correspond à $\Gamma = \frac{1-\frac{\varphi}{\varphi_m}}{\frac{f}{K}\varphi}$ et $\frac{f}{K}$ est considéré comme facteur de forme qui est équivalent à la surface spécifique de la particule avec un diamètre projeté de 1. Pour les sphères, le facteur $\frac{f}{K}$ est égale à 6. Cette valeur sera plus élevée pour les formes plus irrégulières.

2.3.9 Malaxage et facteurs influents

Une formulation adéquate constitue une des conditions pour obtenir des mélanges de béton avec des propriétés visées. Néanmoins, la méthode et l'énergie de malaxage doivent être adaptées afin d'assurer l'obtention de ces dernières lors de la mise en place. À défaut d'utiliser une énergie ou une séquence adéquates, les propriétés à l'état frais ainsi que la durabilité des mélanges peuvent être hypothéquées. L'efficacité d'un malaxeur se mesure par le fait qu'il permet une distribution uniforme de tous les constituants (Charonnat et Beitzel, 1997).

Il existe deux types de malaxeurs : le malaxeur à gâchée et le malaxeur continu.

- Le malaxeur à gâchée est le plus répandu et il consiste à produire une gâchée de béton à la fois et doit être complètement vidé après chaque gâchée afin de mélanger la prochaine. Ce type de malaxeur est constitué d'un tambour qui peut avoir un axe de rotation horizontal ou incliné. Des pales internes permettent une meilleure homogénéisation lors du malaxage.
- Le malaxeur continu produit le béton à un débit constant. En même temps, le l'approvisionnement en matériau se fait avec le même débit que la sortie du béton frais. Plus de détails sur ce type de malaxeur peuvent être trouvés dans (Dils *et al.*, 2012).

Dans le cadre de cette étude, un malaxeur à tambour avec axe de rotation inclinée ajustable est considéré. Il est important de mentionner que plusieurs autres paramètres peuvent influencer les propriétés des bétons à l'état frais lors du malaxage, notamment la vitesse de rotation du tambour, qui est ajustable, ce qui permet d'ajuster l'énergie fournit au matériau.

2.3.9.1 Le temps de malaxage

Selon Beitzel (Beitzel, 1982), le temps optimal de malaxage varie entre 30 et 180 secondes. Certains auteurs font référence au temps de stabilisation qui dépend de la composition du mélange de béton. Le temps de malaxage est caractérisé par trois phases dont :

- La dispersion, l'eau est distribuée dans le mélange de béton, ce qui cause une amélioration de l'étalement. La demande en superplastifiant augmente avec le temps de malaxage (Diawara et Ghafoori, 2011).
- La phase optimale : la puissance nécessaire pour mélanger tous les constituants décroît et atteint un plateau avec une dispersion uniforme de ces derniers. À ce niveau l'étalement atteint le maximum.
- La phase de sur-malaxage : pour le béton ultra-haute performance, l'étalement ne varie pas beaucoup. Mais pour le BAP, l'affaissement diminue à cause de l'abrasion des gros granulats qui augmente la quantité de particules fines. La formation des nouvelles surfaces spécifiques induit ainsi une réduction de l'étalement, ce qui peut

causer une plus grande demande en superplastifiant. Ceci a également été démontré par Diawara et Ghafori (Diawara et Ghafoori, 2011), en observant un changement de la distribution des particules avec un diffractomètre au laser.

Bien évidemment le temps de stabilisation est fonction de la composition du mélange de béton, c'est à dire de la fraction solide de la formulation par rapport à la fraction maximale.

2.3.9.2 La vitesse de malaxage

La vitesse de malaxage influence la qualité du béton final en déplaçant le temps de stabilisation. Geiker et Ekstrand. (Geiker et Ekstrand, 2007) ont trouvé que pour le BAP, un temps de malaxage plus long était nécessaire pour des faibles vitesses de malaxage.

2.3.9.3 La séquence de malaxage

Généralement la séquence d'introduction des matériaux ne varie pas beaucoup. Par exemple, au laboratoire de béton à l'Université de Sherbrooke, de façon générale, nous introduisons les gros granulats, le sable en même temps et ensuite le ciment. Par ailleurs, l'introduction du superplastifiant peut beaucoup affecter la fluidité du mélange. Flatt et Houst (Flatt et Bowen, 2006) ont montré que l'ajout du superplastifiant directement au début avec le liant peut être mélangé avec les premiers produits d'hydratation, mais s'il est ajouté quelques minutes plus tard, une meilleure performance du produit est obtenue avec une meilleure fluidité. Mazanec et Schiessl (Mazanec *et al.*, 2010; Schießl *et al.*, 2007) ont rapporté que pour chaque type de ciment, il existe un temps optimal d'addition de superplastifiant qui dépend de la quantité de SO_3 (oxyde de soufre) contenue dans le liant. D'autres paramètres, tels que la pression dans le malaxeur, peuvent influencer les propriétés à l'état frais.

2.4 Rhéologie des suspensions

2.4.1 Définition

La rhéologie est définie comme l'étude de la déformation des matériaux sous une contrainte (Barnes et al., 1989). Initialement, elle a été appliquée dans la caractérisation des matériaux tels que la peinture, l'asphalte et le plastique. Plus récemment, le champ d'application s'est élargi et elle est notamment considérée dans la description et caractérisation des matériaux cimentaires et bétons à l'état frais.

2.4.2 Écoulement par cisaillement

Le cas le plus simple du cisaillement simple plan-plan est représenté sur la Figure 2.5. Nous avons deux plans parallèles séparés par une distance d , le plan supérieur se déplace à une vitesse V , pendant que le plan inférieur est stationnaire.

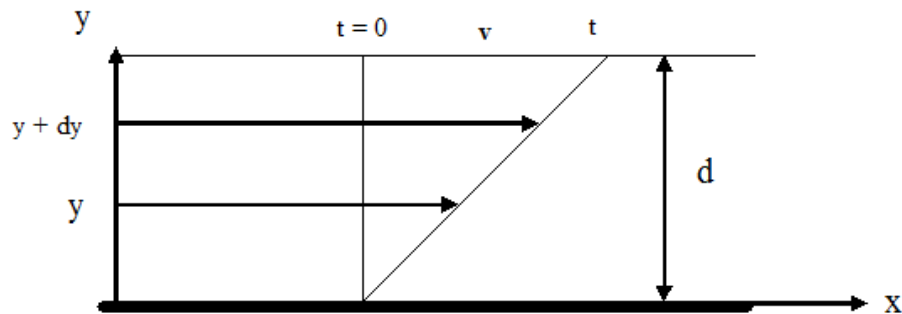


Figure 2.5 Écoulement induit par cisaillement simple

Si nous considérons un élément de volume de fluide situé à l'instant $t = 0$ à une distance y du plan inférieur fixe, à un instant t , cet élément de volume aura parcouru une distance d (y, t). Cet élément se déplace ainsi à une vitesse équivalente à :

$$V = \frac{\partial x}{\partial t} \quad (2.12)$$

Le taux de cisaillement ou vitesse de cisaillement est donné par la relation suivante :

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial V}{\partial y} \quad (2.13)$$

Le taux de cisaillement est fonction de l'épaisseur (d) séparant les deux plaques, et de la vitesse de déplacement de la plaque supérieure (Macosko, 1994).

2.4.3 Comportement Newtonien

Dépendamment de leur concentration, le comportement des fluides peut varier entre un comportement Newtonien et non-Newtonien.

2.4.3.1 La viscosité

La viscosité est une grandeur utilisée pour décrire le comportement des fluides. Elle est une propriété intrinsèque des matériaux. Considérons le cas précédant où un fluide est placé entre deux plans parallèles d'une aire (A). Une force (F) tangente est exercée sur le plan supérieur à une vitesse V . La contrainte tangentielle de cisaillement est donnée par :

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (2.14)$$

Le taux de cisaillement est donné par la relation suivante :

$$\frac{V}{d} = \dot{\gamma} \quad (2.15)$$

Ceci permet d'obtenir une relation entre τ et $\dot{\gamma}$ et elle correspond à la description du fluide Newtonien :

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (2.16)$$

η est la viscosité du fluide cisailé. Il est important de noter que cette relation est indépendante du cisaillement et de la durée de son application. Pour d'autres types de fluides non-Newtoniens, la viscosité est dépendante de la contrainte de cisaillement. Il existe plusieurs fluides qui démontrent un comportement non-Newtonien.

2.4.4 Quelques modèles rhéologiques sans seuil

Parmi les comportements non-Newtonien, il existe des fluides rhéo-fluidifiant et rhéo-épaississant. Pour ce qui concerne les fluides rhéo-fluidifiant, la viscosité diminue quand le taux de cisaillement auquel ils sont soumis croît. Ce phénomène peut être dû, dans le cas des suspensions, à l'orientation des entités en suspension dans le sens de l'écoulement ou leur réorganisation sous l'effet du cisaillement. Dans le cas des solutions, cela peut être dû à un alignement de molécules anisotropes dans le sens de l'écoulement ou à une destruction de structures moléculaires (Macosko, 1994). Les fluides rhéo-épaississant démontrent une augmentation de la viscosité lorsque la contrainte de cisaillement augmente. Ce comportement n'est rapporté que sur une certaine gamme de taux de cisaillement.

2.4.4.1 *Modèle d'Oswald*

C'est une loi rhéologique qui est décrite par la relation de type puissance :

$$\tau = K\dot{\gamma}^n \quad (2.17)$$

Dans ce modèle, K représente le coefficient de consistance et n l'indice de fluidité. Cette loi est particulièrement adaptée pour les fluides dont le comportement n'est pas influencé par le temps. Si $n > 1$, le fluide est rhéo-épaississant, dans le cas contraire le fluide est rhéo-fluidifiant. Si $n = 1$, nous retrouvons le comportement Newtonien et K devient alors la viscosité.

2.4.4.2 *Modèle de Cross*

La particularité de ce modèle est qu'il tient en compte les limites du comportement rhéologique. C'est à dire, pour les faibles contraintes de cisaillement, un comportement Newtonien avec une viscosité η_0 pour des valeurs de cisaillement nul. Un autre plateau est obtenu pour les valeurs de cisaillement élevées.

Ce modèle s'écrit comme suit :

$$\frac{\eta - \eta_{\infty}}{\eta_0 - \eta_{\infty}} = \frac{1}{1 + \lambda \dot{\gamma}^n} \quad (2.18)$$

η_0 et η_{∞} sont respectivement des viscosités pour un cisaillement nul et infini, *alors que* λ est le temps caractéristique de relaxation.

2.4.5 Comportement rhéologique à Seuil

2.4.5.1 Le Seuil de cisaillement

Pour certains fluides, il est nécessaire que les contraintes appliquées puissent dépasser une certaine contrainte limite avant qu'il y ait écoulement. Cette contrainte est communément appelée seuil de cisaillement ou seuil d'écoulement du fluide considéré.

2.4.5.2 Comportement dépendant du temps d'écoulement

Ce comportement correspond à un écoulement du fluide dépendant du temps d'écoulement, qui peut être causé par les phénomènes physiques ou chimiques. Dans le cas des fluides non-Newtonien dont les propriétés dépendent du temps d'application du cisaillement, la viscosité est exprimée comme suit : $\eta = \eta(\dot{\gamma}, t)$. De façon générale, la thixotropie peut être définie comme la diminution de la viscosité sous une contrainte de cisaillement constante, avec une restructuration graduelle quand le cisaillement est supprimé comme illustré à la Figure 2.6 (Barnes et Barnes, 1997). Pour les pâtes de ciment, Wallevik (Wallevik, 2009) a défini la thixotropie comme une déstructuration et restructuration réversible de la structure interne due à la floculation ou coagulation et de la dispersion des particules de ciment.

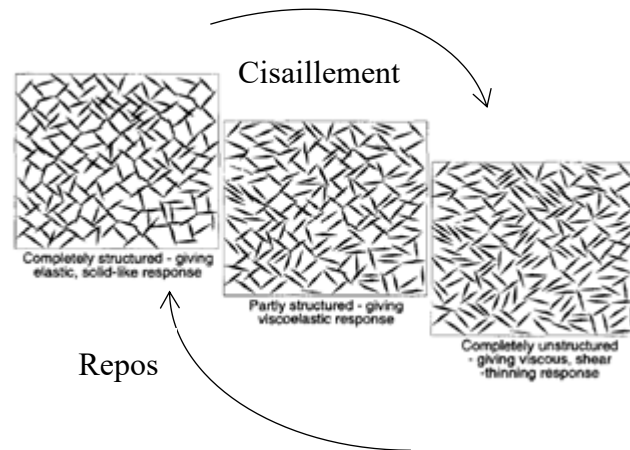


Figure 2.6 Déstructuration d'une structure thixotrope (Barnes, 1997)

La thixotropie résulte le plus souvent des faibles forces d'attraction entre les particules au sein d'une suspension, ce qui entraînent une floculation des particules et permettent la création d'un réseau continu. Par contre, les forces d'attractions sont suffisamment faibles pour que la structure soit détruite lors de l'application d'une énergie mécanique. De ce fait, lors du cisaillement on observe alors une diminution progressive de la structure en floes qui deviennent de plus en plus petits tant que le cisaillement est maintenu.

La thixotropie peut être prédite moyennant plusieurs modèles proposés dans la littérature (Barnes et Barnes, 1997; Nicolas Roussel, 2006a). Pour ce qui concerne nos expériences, cette propriété est assumée négligeable étant donné que toutes les mesures rhéologiques ont été réalisées au même moment et un pré-cisaillement était appliqué avant chaque mesure rhéologique.

2.4.6 Fluides viscoplastiques

Les fluides viscoplastiques présentent un comportement à la fois d'un solide de Hooke avec des valeurs de cisaillement inférieures au seuil d'écoulement ($\tau < \tau_0$) et d'un fluide visqueux si la contrainte de cisaillement appliquée est supérieure au seuil de cisaillement ($\tau \geq \tau_0$). Le comportement viscoplastique est souvent associé aux suspensions de polymères très concentrées.

La détermination du seuil de cisaillement est la plupart du temps un exercice fastidieux, considérant qu'elle est fonction de la technique utilisée. Pour un fluide viscoplastique, le terme « seuil de cisaillement » désigne souvent le seuil de cisaillement dynamique, cette valeur est obtenue par extrapolation de la contrainte pour des taux de cisaillement nul ($\dot{\gamma} = 0$). D'autre part, le seuil de cisaillement statique est déterminé sur un matériau au repos ($\dot{\gamma}$ très faible) en augmentant la valeur du cisaillement jusqu'à ce que le matériau commence à s'écouler. Ce seuil est très sensible à la thixotropie du mélange considéré. De façon générale, le seuil de cisaillement statique est plus élevé que le seuil dynamique pour un matériau donné (Heirman, 2011). La détermination du type de seuil d'écoulement dépend du type d'écoulement que l'on souhaite étudier. Si l'on désire évaluer l'arrêt de l'écoulement d'un fluide, il est important de déterminer le seuil dynamique, alors que le seuil statique est déterminé pour évaluer l'effort nécessaire requis par un fluide pour s'écouler. Dans la présente étude, les deux seuils seront à différents niveaux exploités.

2.4.6.1 Le modèle de Bingham

Le modèle le plus simple qui décrit un fluide viscoplastique est le modèle de Bingham, c'est-à-dire que pour une valeur de contrainte supérieure au seuil d'écoulement, la viscosité plastique est indépendante du taux de cisaillement (comportement Newtonien au-delà du seuil d'écoulement). Ce comportement est exprimé par les équations suivantes :

$$\tau = G \cdot \dot{\gamma} \text{ (ou } \dot{\gamma} = 0) \text{ avec } \tau < \tau_{0,B} \quad (2.19)$$

$$\tau = \tau_{0,B} + \mu_{pl}(\dot{\gamma}) \cdot \dot{\gamma} \text{ avec } \tau \geq \tau_{0,B} \quad (2.20)$$

Il est également important de noter que le seuil de cisaillement (modèle de Bingham) est une approximation obtenue par l'extrapolation de la courbe contrainte-taux de cisaillement pour un cisaillement nul. Sa valeur dépend beaucoup de l'amplitude de la plage de cisaillement choisie pour son évaluation. Précisément de l'intervalle entre les taux de cisaillement nuls et le plus faible taux appliqué lors de la détermination de la courbe d'écoulement. De façon générale, les bétons fluides peuvent être décrits avec la loi de

Bingham, dans certains cas des lois plus complexes peuvent être utilisés, notamment celles de Bingham modifiée ou de Herschel-Bulkley.

2.4.6.2 Le modèle d'Herschel-Bulkley

Lorsque la viscosité mesurée au-delà du seuil de cisaillement est fonction de la vitesse de cisaillement appliquée, le matériau étudié est décrit par des lois non-linéaires, tel que le modèle de Herschel-Bulkley. Après que le seuil appliqué ait excédé le seuil de cisaillement d'Herschel-Bulkley ($\tau_{0,HB}$), la relation suit une loi exponentielle donnée par l'équation suivante :

$$\mu_{pl}(\dot{\gamma}) = K \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \Rightarrow \begin{cases} \tau = G \cdot \gamma & (\dot{\gamma} = 0) \\ \tau = \tau_{0,HB} + K \cdot \dot{\gamma}^n \end{cases} \quad (2.21)$$

Comme pour la loi de Bingham, la loi d'Herschel-Bulkley est empirique, car elle est obtenue par extrapolation de la loi de puissance pour les taux de cisaillement nuls. Cette loi ne fournit pas une valeur de viscosité mais plutôt K et n qui sont respectivement les coefficients de consistance et l'indice d'écoulement. Le modèle de Bingham a tendance à être priorisé par le simple fait qu'il permet d'obtenir deux paramètres rhéologiques nécessaires pour classer l'écoulement d'un mélange alors que celui de Herschel-Bulkley ne donne que le seuil d'écoulement. Néanmoins pour les mélanges très visqueux, le modèle de Bingham aboutit à des seuils négatifs et en même temps surestime la viscosité plastique (de Larrard *et al.*, 1998; Geiker *et al.*, 2002).

2.4.7 Rhéométrie

La rhéométrie fait référence aux mesures rhéologiques avec les unités fondamentales. Elle fait référence à la détermination du comportement à l'écoulement en terme du taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$) et de la contrainte de cisaillement (τ) à la place de la vitesse de rotation N (rps) et du moment de rotation T (N.m). L'avantage de la rhéométrie est que les résultats sont indépendants du rhéomètre utilisé ainsi que de la géométrie (cylindre concentriques, plans parallèles). Cela requiert que :

- Le matériau évalué soit soumis aux conditions d'écoulement qui permettrait une évaluation mathématique où la contrainte et le taux de cisaillement peuvent être déterminés dans l'entrefer des cylindres ou aux bords des cylindres.
- Les conditions d'essais doivent permettre les conditions aux frontières pour un écoulement permanent.

Dans le cas d'un rhéomètre *Couette* à cylindre concentriques, la dérivation de la courbe d'écoulement $\tau(\dot{\gamma})$ à partir du moment $T(N)$ est généralement appelé '*couette inverse problem*'. Cela demande la connaissance de la contrainte de cisaillement τ et du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ ou au moins un point de la courbe d'écoulement dans la cellule de couette (espace entre les cylindres concentriques). Dans ce cas-ci, la contrainte et le taux de cisaillement sont fonction des coordonnées cylindriques radiales r et sont reliés aux données mesurées de la vitesse angulaire $\Omega_0 = 2\pi N$ avec le moment de résistance. La contrainte $\tau(r)$ peut directement être déterminée par l'équation 2.22. Par ailleurs, l'obtention du $\dot{\gamma}(r)$ demande l'inversion de l'intégrale de l'équation 2.23.

$$\tau(r) = \frac{T}{2\pi r^2 h} \quad (2.22)$$

$$\Omega_0 = \int_{R_i}^{R_0} \frac{\dot{\gamma}(r)}{r} \quad (2.23)$$

L'inversion de cette intégrale s'avère être le principale problème pour le cas des rhéomètres à cylindres concentriques à entrefer large, car le problème a été reporté être particulièrement compliqué, car il est difficile d'obtenir une solution unique due au bruit observé dans les résultats expérimentaux (Berli et Deiber, 2001; Friedrich *et al.*, 1996). Les premières tentatives de solutions ont été conduites par plusieurs auteurs (Krieger et Elrod, 1953; Krieger et Maron, 1952; Mooney, 1931).

2.4.7.1 Cas d'un entrefer étroit entre les cylindres

Pour les cylindres à entrefer étroit, ce qui veut dire $0.99 < R_i/R_0 < 1$, le gradient de vitesse donc du taux de cisaillement peut être considéré constant dans l'entrefer entre les deux cylindres concentriques. Ainsi, le taux de cisaillement est approximativement donné par :

$$\Omega_0 = \dot{\gamma} \int_{R_i}^{R_0} \frac{dr}{r} \approx \dot{\gamma} \ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right) \approx \dot{\gamma} \left(2 \frac{R_0/R_i - 1}{R_0/R_i + 1} + \dots\right) \quad (2.24)$$

Nous obtenons approximativement :

$$\dot{\gamma} = \frac{\Omega_0}{2} \frac{R_0 + R_i}{R_0 - R_i} = \pi N \frac{R_0 + R_i}{R_0 - R_i} \quad \forall r \in [R_i, R_0] \quad (2.25)$$

Les couples $T(N)$ seront chacune transformés en $\tau(\dot{\gamma})$ en utilisant les équations précédentes. Cette méthode est connue comme la solution du '*Couette inverse problem*' pour un entrefer étroit et il est utilisé pour les rhéomètres tels que le MCR de *Anton Paar* et Brookfield.

2.4.7.2 Rhéomètres à pâte MCR 302

La rhéologie des pâtes de ciment est évaluée à l'aide d'un rhéomètre modale compact, le MCR 302 de *Anton Paar* (Figure 2.7). Ce rhéomètre a la possibilité d'être adapté à plusieurs types de géométrie. Pour ce qui est de notre cas, nous avons utilisé des cylindres coaxiaux concentriques.

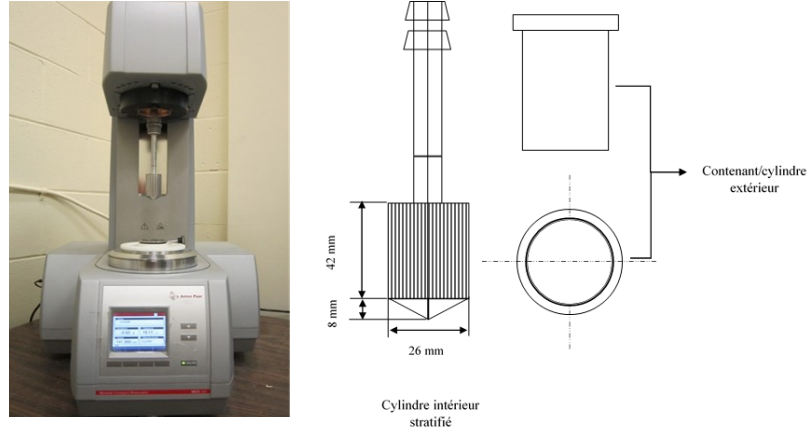


Figure 2.7 MCR 302 avec illustration des mobiles de mesure

Les spécifications techniques de ce rhéomètre sont les suivantes :

- Température Peltier moyen entre -20 et 200 degré Celsius.
- Moment maximum de rotation 200 m.N.m.
- Moment minimum de rotation 10 n.N.m.
- La vitesse angulaire 10^{-9} à 314 rad/s.
- Fourchette de la force normale 0.005-50 N.

2.4.7.3 Cas d'un entrefer large entre les cylindres concentriques

Dans le cas des rhéomètres à cylindres concentriques à entrefer large, l'intégration de la courbe d'écoulement $\tau(\dot{\gamma})$ se fait à partir de la courbe d'écoulement du moment de rotation $T(N)$. L'intégration de cette courbe ne fait pas parti de l'objectif de ce travail et plus de détails sont disponibles dans la littérature (Heirman *et al.*, 2009). L'équation de conversion reliant le moment de rotation, le seuil et la viscosité plastique est donnée par :

$$T = \frac{4\pi h \tau_{0,B}}{\left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2}\right)} \ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right) + \frac{\mu_{pl} 8\pi^2}{\left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2}\right)} N \equiv G_B + H_B N \quad (2.26)$$

Où nous avons G_B et H_B qui sont respectivement la résistance à l'écoulement et le facteur de viscosité du fluide de Bingham, et sont déterminés par régression linéaire des données

expérimentales d'état d'équilibre de $T(N)$ obtenues à l'aide du rhéomètre (ConTec) sous la forme suivante $T = G_B + H_B N$. Par identification, le seuil de Bingham et la viscosité plastique sont déterminés respectivement par les relations suivantes :

$$\tau_{0,B} = \frac{G_B}{(4\pi h)} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \frac{1}{\ln(R_0/R_i)} \quad (2.27)$$

$$\mu = \frac{H_B}{(8\pi^2 h)} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \quad (2.28)$$

D'autre part, l'équation de conversion de Herschel - Bulkley est donnée par :

$$T = \frac{4\pi h \tau_{0,HB}}{\left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2} \right)} \ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right) + \frac{2^{2n+1} \pi^{n+1} h K}{n^n \left(\frac{1}{R_i^{2/n}} + \frac{1}{R_0^{2/n}} \right)^n} N^n \equiv G_{HB} + H_{HB} N^J \quad (2.29)$$

Les paramètres G_{HB} , H_{HB} et J sont respectivement la résistance à l'écoulement (N.m), le facteur de viscosité (N.m.S^J) et l'indice d'écoulement de HB. Comme pour les fluides de Bingham, ces paramètres sont déterminés par régression non-linéaire à partir des données expérimentales en utilisant le modèle suivant $T = G_{HB} + H_{HB} N^J$.

Les formules suivantes obtenues par identification permettent de calculer le seuil d'écoulement, l'indice de consistance et l'indice d'écoulement comme suivant :

$$\tau_{0,HB} = \frac{G_{HB}}{(4\pi h)} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \frac{1}{\ln(R_0/R_i)} \quad (2.30)$$

$$K = \frac{H_{HB}}{2^{2n+1} \pi^{n+1} h} n^n \left(\frac{1}{R_i^{2/n}} + \frac{1}{R_0^{2/n}} \right)^n \quad (2.31)$$

$$n = J \quad (2.32)$$

Les équations de 2.27 à 2.32 seront considérées pour la détermination des paramètres rhéologiques des mélanges des BAP, mortiers et pâte de ciment dans la présente étude.

2.4.7.4 Rhéomètre ConTec

Les rhéomètres ConTect sont des rhéomètres à béton et mortier de type Couette à cylindres concentriques possédant une large ouverture entre les cylindres, c'est à dire le rapport entre le rayon du cylindre extérieur et intérieur est supérieur à 1.1. Le cylindre extérieur est bien monté sur un disque rotatif, avec une vitesse angulaire de $\Omega = 2\pi N$ (rad/s), pendant que le cylindre intérieur stationnaire est introduit verticalement dans le cylindre ou bol extérieur (Figure 2.8). Afin d'éviter le glissement entre le cylindre et le matériau testé, les deux cylindres possèdent des protubérances. Les dimensions des géométries sont données comme suit :

- Mobile béton : le système est optimisé pour un granulat de taille < 16 mm avec un granulat de taille maximale de $D_{\max} < 22$ mm, $R_i = 100$ mm, $R_o = 145$ mm (Figure 2.8 (a)).
- Mobile mortier : Optimisé pour un granulat de taille inférieure à 3 mm et une recommandation d'un granulat de taille maximale de D_{\max} équivalent à 5 mm, $R_i = 50$ mm, $R_o = 60$ mm (Figure 2.8 (b)).

La particularité de ce type de rhéomètre est qu'il doit faire face aux défis supplémentaires dues à la nature plus ou moins hétérogène du béton :

- La taille maximale des gros granulats.
- La différence entre la taille des particules fines (fumée de silice) et les gros granulats.
- Le critère d'homogénéité qui est difficile à assurer à cause de la ségrégation des gros granulats.
- La dépendance des propriétés rhéologiques dû au temps des matériaux cimentaires.

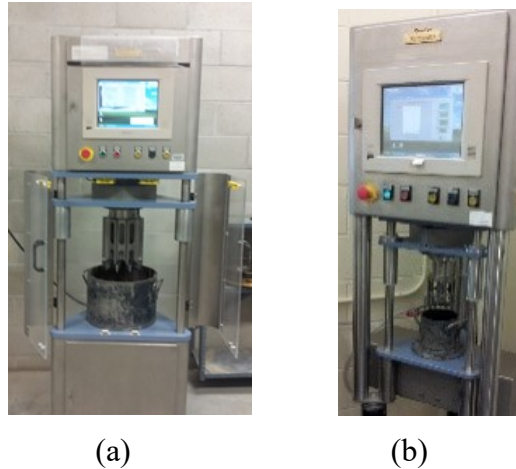


Figure 2.8 Rhéomètre ConTec pour (a) béton et (b) mortier

2.4.7.5 Système de mesure et procédure rhéologique

Normalement pour des vitesses de rotation équivalent à $0,1 < N < 0,5$ rps, le béton présente des moments de rotation de l'ordre de 0,5 à 25 Nm. Lors d'une procédure standard de courbe d'écoulement, la vitesse de rotation décroît en palier successif pendant que le moment de rotation et la vitesse sont enregistrés en fonction du temps. Ceci correspond à une approche appelée '*step-wise decreasing shear rate sequence*'.

Traitement des données

Un ensemble de points résistance à l'écoulement-vitesse de rotation sont progressivement enregistrés. Ces points peuvent être transformés en courbes d'écoulement reliant le moment de rotation et la vitesse de cisaillement. Ceci peut se faire moyennant la transformation analogue des équations ou bien tout simplement en appliquant les solutions du problème de *Couette inverse problem*, conformément à la description du fluide, c'est à dire Binghamien (Reiner Rivlin) ou de Herschel Bulkley.

2.4.7.6 Autres types de rhéomètres

Plusieurs autres types de rhéomètres sont également employés pour mesurer la rhéologie du béton frais, pour la plupart de ces rhéomètres, une calibration avec un fluide model aux propriétés et comportement rhéologique bien connus s'avère nécessaire. Certains des rhéomètres utilisés sont le *CEMAGREF-IMG* possédant des gros cylindres concentriques, le *IBB* et le *Tattersal MK-III* (le cylindre intérieur est en forme de H et décrit un mouvement planétaire lors de la mesure). Pour les mélanges de pâtes de ciment ou de polymères, le *Brookfield* est également beaucoup utilisé. Dans le cadre de cette étude, les rhéomètres à béton, mortier et à pâte utilisés sont de types ConTec et MCR 302.

2.5 Corrélation entre propriétés rhéologiques et à l'état frais

2.5.1 Corrélation entre affaissement et seuil d'écoulement

Les essais menés par Ferraris et de Larrard (Ferraris et Larrard, 1998) ont démontré la corrélation entre le seuil d'écoulement de Bingham et l'affaissement des bétons. Les premiers à établir une relation linéaire entre l'étalement et le seuil d'écoulement étaient Tattersall et Banfill (Tattersall et Banfill, 1983). Par la suite, des nombreuses relations empiriques et analytiques ont été proposées pour déterminer l'affaissement en fonction du seuil d'écoulement. L'affaissement du béton est influencé par le seuil d'écoulement et la viscosité du béton. Néanmoins, lorsque la viscosité plastique du béton est suffisamment élevée, l'écoulement sera ralenti et l'effet de l'inertie est très négligeable, de ce fait la vitesse de soulèvement du cône et la viscosité béton n'influencent pas la forme finale de l'affaissement du béton (Murata, 1984).

2.5.1.1 Approche analytique

La première approche analytique a été proposée par Murata (Murata, 1984) et est basée sur un modèle d'équilibre des forces. Christiansen (Christensen, 1991; Schowalter et Christensen, 1998) a amélioré ce modèle en transformant les unités en des termes

adimensionnelles pour que le modèle devienne indépendant du matériau évalué, notamment, la densité, la taille du cône et sa hauteur.

Ces modèles supposent que le cône peut être divisé en deux parties (Figure 2.9), notamment :

- Une partie supérieure (H_0), où la contrainte induite par le poids propre du matériau est inférieure au seuil d'écoulement, ce qui implique que cette partie garde sa forme et il n'y a pas d'écoulement.
- Une partie inférieure dénotée H_1 , où la contrainte de cisaillement due au poids propre du matériau est supérieure au seuil d'écoulement du matériau, ce qui induit l'écoulement de cette partie jusqu'à ce que la contrainte de cisaillement devienne égale au seuil d'écoulement.

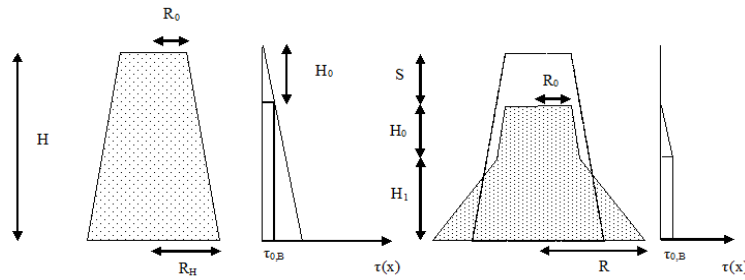


Figure 2.9 Représentation de l'essai d'affaissement, illustrant la distribution de la contrainte dans le béton avant et après essai (Murata, 1984) (Schowalter et Christensen, 1998)

Après plusieurs hypothèses, Christiansen propose une relation entre la valeur de l'étalement de l'essai du cône d'Abrams et le seuil de Bingham comme suit (Christensen, 1991) :

$$S = H - H_0 - 2 \frac{\tau_{0,B}}{\rho g} \ln \left(\frac{7}{(1 + H_0/H)^3 - 1} \right) \quad (2.33)$$

S , H et H_0 sont exprimés en m et ρ en kg/m^3 et g est l'accélération de la pesanteur.

Par la suite, la hauteur de la région non déformée H_0 peut être déterminée par itération en utilisant la relation suivante :

$$\tau_{0,B} = \frac{\rho g}{6} \left((H - H_0) - \frac{H^3}{(H + H_0)^2} \right) \quad (2.34)$$

Des travaux ultérieurs ont aboutis à des résultats similaires. Par exemple, Pashias et al. (Pashias et al., 1996) ont adapté la relation de l'affaissement adimensionnel pour des géométries cylindriques et au même moment Saak et al. (Saak et al., 2004) a généralisé le model en fonction de la géométrie du cône et le modèle a été validé par Clayton et al (Clayton et al., 2003). Roussel et Coussot (Roussel et Coussot, 2005) ont revu l'analyse du modèle de (Christensen, 1991) en divisant l'écoulement en deux régimes d'écoulement asymptotique définie par le rapport entre le rayon final R (m) et la hauteur final $(H - S)$ du cône d'affaissement :

- Le régime de l'affaissement où $R \ll (H - S)$: la variation de la contrainte de cisaillement dans la direction radiale est négligeable comparée à celle verticale (en considérant le critère de Von Mises). Le seuil de cisaillement est calculé comme suit :

$$\tau_{0,B} = \frac{\rho g (H - S)}{\sqrt{3}} \quad (2.35)$$

- Le régime de l'affaissement, où $R \gg (H - S)$. Dans ce cas, la seule contrainte significative est la contrainte tangentielle et résulte à la relation suivante :

$$\tau_{0,B} = \frac{225 \rho g V^2}{128 \pi^2 R^5} \quad (2.36)$$

L'étalement des BAP peut être à une première approximation décrit par une solution analytique. Néanmoins, cette solution ne peut pas être utilisée pour corréler l'étalement et le seuil d'écoulement des BAP (Figure 2.10). Des travaux conduits par Emborg ont également conduit aux mêmes conclusions (Emborg, 1999). La principale raison réside dans le fait que l'épaisseur de la couche de la galette d'étalement est du même ordre de grandeur que le granulat de taille maximale (D_{\max}). De ce fait, les suppositions d'homogénéité de la mécanique de fluide ne sont plus satisfaites et les équations ne peuvent plus être appliquées (Roussel, 2007).

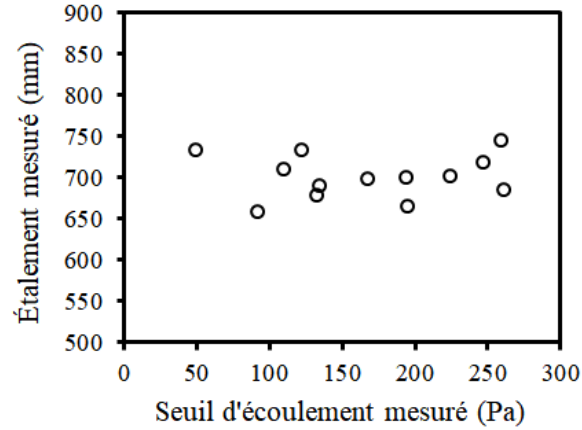


Figure 2.10 Seuils mesurés avec le BTRheom pour des BAP possédant des étalements de 700 ± 50 mm (Roussel, 2007)

Afin de palier à ce problème d'épaisseur de l'échantillon aux zones d'arrêt d'écoulement, Roussel a proposé *la boîte de LCPC*, une mesure alternative pour mesurer le seuil d'écoulement d'un BAP donné. De ce fait, au lieu d'utiliser une géométrie conique, un canal est utilisé permettant la détermination d'une relation entre la portée de l'écoulement (L) et le seuil d'écoulement (Équation 2.37) du matériau évalué (Coussot et Ancey, 1999; Roussel, 2007).

$$L = \frac{h_0}{2} \frac{l_0}{\tau_{0,B}} + \frac{l_0^2}{4} \frac{\rho g}{\tau_{0,B}} \ln \left(\frac{l_0}{l_0 + 2h_0} \right) \quad (2.37)$$

Dans l'équation précédente, h_0 et l_0 sont exprimés en mètre, ρ en kg/m^3 et g l'accélération de la gravité en m/s^2 , alors que l_0 représente la largeur (interne) de la boîte et h_0 la hauteur de l'échantillon du béton au point de coulage. La boîte est illustrée à la Figure 2.11.

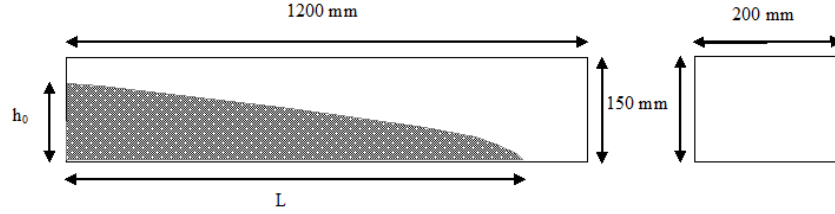


Figure 2.11 Boite de LCPC

2.5.1.2 Approche empirique

Des relations empiriques ont été proposées à l'aide des relations entre les valeurs de seuil d'écoulement et d'affaissement. La principale difficulté est que ce genre de relation dépend des valeurs absolues introduites (étalement et seuil d'écoulement) dans l'analyse de la régression. Aussi, le manque de connaissance des valeurs absolues du seuil d'écoulement ou d'autres paramètres rhéologiques est principalement dû de la multitude des relations empiriques (Khayat et al., 2004). Par exemple, Murata et Kikukawa (Murata et Kukawa, 1992) ont proposé la relation suivante pour des valeurs d'affaissement comprises entre 120 et 260 mm :

$$\tau_{0,B} = 729 - 483 \log(S/10) \quad (2.38)$$

$\tau_{0,B}$ est exprimé en Pa, déterminé à l'aide d'un rhéomètre à cylindres concentriques et S en millimètres.

D'autre part, de Larrard (de Larrard, 1999) a trouvé que la valeur d'affaissement S devrait être gouvernée par le rapport $\tau_{0,B}/\rho g$ qui est basé sur une analyse adimensionnel. Hu et al. (Hu et al., 1996) ont proposé une relation basée sur plusieurs simulations numériques des mélanges de béton avec des valeurs de viscosité inférieures à 300 Pa.s : La relation proposée est :

$$\tau_{0,B} = \frac{\rho}{270} (300 - S) \quad (2.39)$$

La relation précédente a été modifiée par Ferraris et de Larrard (en utilisant le rhéomètre BTRHEOM) afin de décrire également les mélanges plus fluides comme suit:

$$\tau_{0,B} = \frac{\rho}{347} (300 - S) + 212 \quad (2.40)$$

Enfin, Wallevik (Wallevik, 2006) a également modifié la précédente relation en utilisant le rhéomètre ConTec. Les paramètres rhéologiques obtenus à l'aide de ce dernier sont faibles comparativement au BTRHEOM (Ferraris et Brower, 2001). La relation obtenue par Wallevik se présente comme suit :

$$\tau_{0,B} = \frac{\rho}{416} (300 - S) + 394 \quad (2.41)$$

2.5.2 Corrélation entre le temps d'affaissement et la viscosité plastique

Il n'existe pas d'essai normalisé permettant d'établir une corrélation entre la viscosité plastique et une propriété empirique à l'état frais du béton conventionnel. Néanmoins, Ferraris et de Larrard ont proposé l'essai d'affaissement modifié comme illustré à la Figure 2.12 (C. Ferraris et Larrard, 1998b). Cet essai est une adaptation de l'essai d'affaissement standard et de l'essai utilisé par Tanigawa et al. (Y, Tanigawa; H, 1991) pour mesurer l'affaissement en fonction du temps. Une petite plaque en acier est placée au-dessus du béton et pouvant glissée sur une tige métallique axiale de 6.3 mm diamètre est placée au milieu du béton. Cette plaque en acier inoxydable peut alors glisser sur la tige métallique sur une hauteur de 100 mm. Le temps que la plaque parcourt cette distance est le temps partiel d'affaissement. Ce temps est fonction de la composition du mélange considéré et fonction de la viscosité plastique du béton.

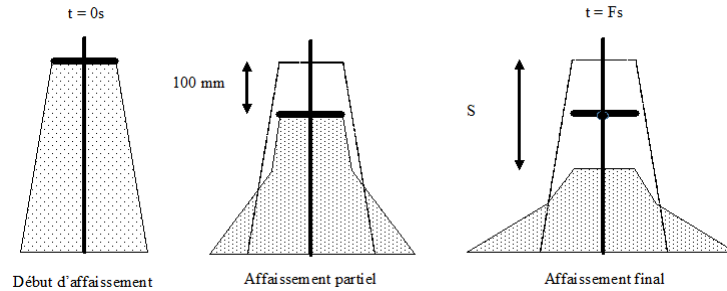


Figure 2.12 Essai d'affaissement modifié (C. Ferraris et Larrard, 1998b)

Après plusieurs essais expérimentaux, Ferraris et de Larrard ont établi une relation entre la viscosité plastique et le temps partiel d'affaissement T comme suivant :

$$\begin{cases} \mu = 0.108(S - 175)\rho t & \text{Pour } S \leq 200 \text{ mm} \\ \mu = 0.025\rho T & \text{Pour } 200 < S < 260 \text{ mm} \end{cases} \quad (2.42)$$

Où μ en Pa.s, S en mm, ρ en kg/m^3 et T en secondes. Cette relation n'est plus valable pour le cas des bétons autoplaçants, vue l'erreur due à l'enregistrement du temps d'affaissement est plus importante.

2.5.3 Problématique à corréler les propriétés empiriques et rhéologiques

Dans le processus de formulation et d'optimisation des mélanges de BAP, une attention particulière doit être faite lors des mesures des propriétés à l'état frais pour pouvoir assurer une meilleure performance lors des travaux de mise en place. Par exemple, pour que l'essai d'étalement soit représentatif des paramètres rhéologiques mesurés, il faut que les considérations suivantes soient réunies (Roussel, 2007) :

- La tension de surface de l'eau soit négligeable.
- L'arrêt de l'écoulement ne doit être causé que par le seuil d'écoulement du matériau.
- L'inertie doit être négligeable.
- Le volume du matériau sélectionné doit être représentatif du mélange préparé.
- L'épaisseur de la galette d'étalement doit être au moins cinq fois la taille moyenne du plus gros granulat.

Cette dernière condition est particulièrement difficile à satisfaire dans le cas des bétons autoplaçant, car la galette de l'étalement a généralement une épaisseur allant de l'épaisseur du gros granulat jusqu'à 2 ou 3 fois sa taille. Ces observations ont longuement été discutées dans les travaux de Roussel (Roussel, 2007) . De ce fait, l'exploitation des propriétés à l'état frais pour prédire les propriétés rhéologiques et le comportement à l'écoulement n'est pas nécessairement adéquats.

2.6 Modèles analytiques

La prédiction des propriétés rhéologiques des bétons et des matériaux cimentaires est une tâche fastidieuse considérant l'éventail des particules entrant en jeux (allant de quelques microns à quelques dizaines de millimètres). La réponse obtenue lors de différents essais est un condensé de réponse de plusieurs types de forces existantes dans la suspension. Roussel et al. (Roussel et al., 2010) ont discuté de ces forces en détails dans leurs travaux. Elles comprennent la gravité, l'inertie, la trainée visqueuse, les forces de *Van der Waals*, électrostatiques et Browniens. Pour les particules colloïdales et de ciments, les forces dominantes sont celles de *Van der Waals*, électrostatiques, *Browniens* et de gravité, dépendamment de la distance entre les particules solides. Pour ce qui concerne les granulats, il est plus question de la gravité, forces visqueuses et de l'inertie.

Afin d'assurer une meilleure prédiction des propriétés rhéologiques, il est légitime d'assumer que la suspension peut être divisée en une phase de particules et une autre composée de la partie fluide. La suspension peut être modélisée en sphères dures non interagissant avec des forces de surface très négligeables. Si les forces de surfaces augmentent, elles peuvent causer la floculation des particules et changer la configuration géométrique des particules et la nature physique du système (Buscall *et al.*, 1987; Flatt, 2004; Kapur *et al.*, 1997; Zhou *et al.*, 1999). En plus, l'interaction entre les particules et la phase suspendante est considérée comme purement visqueuse, c'est à dire la rhéologie de la matrice demeure inchangée malgré la présence des grosses particules (i.e. cisaillement). Mais, cela demeure préoccupant surtout si la matrice elle-même est composée des particules de petite taille et qu'en réalité, les particules ajoutées modifient la rhéologie de

la partie fluide ou phase suspendante. De ce fait, cela devrait être prise en compte par un modèle rhéologique.

2.6.1 Le modèle d'Einstein

Le premier modèle de prédiction de la viscosité des suspensions faiblement concentrées fut proposé par Einstein (Einstein, 1906). Ce modèle part de l'hypothèse qu'étant donné la faible concentration des particules, les particules sont suffisamment éloignées les unes des autres de façon à ce que les champs de vitesses autour d'une particule ne soient pas perturbés par la présence d'autres. En appliquant un taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ dans la suspension, il est donc possible de déterminer l'expression analytique du champ de vitesse autour d'une particule sphérique et l'énergie dissipée par un certain volume contenant la particule sphérique soumise au cisaillement. La viscosité effective est obtenue en égalisant cette énergie à celle correspondant au même volume d'un fluide Newtonien soumis au même taux de cisaillement. La viscosité est donnée par la relation suivante :

$$\eta_{\varphi} = \eta_0(1 + 2,5 \varphi) \quad (2.43)$$

2.6.2 Le modèle de Batchelor

La formule d'Einstein a été étendue par Batchelor et Green (Batchelor et Green, 1972) pour les suspensions modérément concentrées en prenant en compte les interactions entre particules sphériques. La première approximation consiste à considérer l'interaction de deux sphères dans un fluide infini qui ne prend pas en compte les interactions avec d'autres particules. Ils sont arrivés à la proposition d'ajouter un terme d'ordre 2 en φ^2 à la relation d'Einstein comme suivant :

$$\eta_{\varphi} = \eta_0(1 + 2,5\varphi + 7,6\varphi^2) \quad (2.44)$$

Néanmoins, ce modèle n'est valide que pour des concentrations inférieures à 10%.

2.6.3 Le modèle de Krieger-Dougherty

Pour les concentrations importantes, les relations d'Einstein et de Batchelor deviennent désuètes. Les interactions hydrodynamiques deviennent très importantes, ce qui rend très difficile la détermination du champ de vitesse au voisinage de la particule. La généralisation se fait donc de façon empirique ou semi-empirique. Les caractéristiques des modèles de viscosité relative ont deux principales caractéristiques :

- À faible concentration, le développement limité d'ordre 1 doit redonner la formule d'Einstein.
- En se basant sur les résultats expérimentaux, la viscosité doit croître à l'infini pour des concentrations élevées, donc tend vers une concentration maximale (critique).

Le modèle de Krieger-Dougherty repose uniquement sur les arguments physiques. Aucune hypothèse n'est faite sur la granulométrie des sphères. La formule est valable pour une suspension mono ou poly-sphériques. L'idée principale est présentée comme suit : chaque sphère voit un milieu effectif (formé du fluide et des autres sphères) se comportant comme un fluide homogène dont la viscosité ne dépend que de la concentration.

Une suspension de concentration totale φ peut être traitée de deux manières différentes : soit en considérant directement une population de sphères de concentration φ dans un fluide de viscosité η , soit en considérant une population de sphères de concentration φ_2 dans la suspension intermédiaire de concentration solide $\varphi - \varphi_1$. On désigne par Vol_1 , Vol_2 et Vol_f les volumes occupés respectivement par la population 1, 2 et le fluide au sein du volume élémentaire considéré. Alors les concentrations φ , φ_1 et φ_2 vérifient la relation suivante :

$$\begin{aligned}
 \varphi - \varphi_1 &= \frac{Vol_1 + Vol_2}{Vol_1 + Vol_2 + Vol_f} - \frac{Vol_1}{Vol_1 + Vol_f} \\
 &= \frac{1}{Vol_1 + Vol_2 + Vol_f} \left(Vol_1 + Vol_2 - Vol_1 \frac{Vol_1 + Vol_2 + Vol_f}{Vol_1 + Vol_f} \right) \\
 &= \frac{1}{Vol_1 + Vol_2 + Vol_f} \left(Vol_1 + Vol_2 - Vol_1 \left(1 + \frac{Vol_2}{Vol_1 + Vol_f} \right) \right)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{Vol_2}{Vol_1 + Vol_2 + Vol_f} \left(1 - \frac{Vol_1}{Vol_1 + Vol_f} \right) \\
&= \varphi_2(1 - \varphi_1)
\end{aligned} \tag{2.45}$$

Considérant que les deux suspensions sont équivalentes, la viscosité effective η_ϕ devrait vérifier :

$$\frac{\varphi - \varphi_1}{1 - \varphi_1} \eta_{\varphi_1} \eta_{\varphi_2} = \eta_\varphi, \forall \varphi_1, \varphi_2 \tag{2.46}$$

La relation précédente peut alors s'écrire comme suit :

$$(1 - \varphi) = (1 - \varphi_1)(1 - \varphi_2) \tag{2.47}$$

La fonction $\eta_\varphi = \eta_\varphi(1 - \varphi)$ est une solution particulière de l'équation (2.46). Ils ont alors montré que toutes les solutions sont de la forme :

$$\eta_\varphi = \eta_f \left(1 - \frac{\varphi}{Z} \right)^{-\alpha} \tag{2.48}$$

De cette relation $Z = 1$ et par la suite cette relation a été généralisée pour pouvoir avoir la notion de la concentration maximale. α est alors ajustée à partir des données expérimentales et équivaut approximativement à 2. La généralisation de la relation permet de remplacer le 2.5 par une viscosité intrinsèque $\alpha = [\eta]\varphi_m$, qui est fonction de la forme des particules considérées.

2.6.4 Le modèle de Château-Ovarlez-Trung

Le modèle théorique développé par Château-Ovarlez-Trung (COT) a été récemment utilisé afin de prédire l'évolution du seuil relatif (Chateau *et al.*, 2010; Mahaut *et al.*, 2008). Ce modèle donne une relation générale entre le module élastique relatif de la suspension et son seuil relatif contenant des particules rigides dans un fluide à seuil. De ce fait, ce modèle est valide pour les inclusions rigides et non-colloïdaux, ce qui exclue l'interaction physico-chimique entre les particules et la phase suspendante considérée. En plus, la distribution des particules est supposée isotropique dans la phase suspendante. Les auteurs ont

également rapporté une excellente corrélation entre les résultats expérimentaux avec la relation suivante :

$$\tau_{\varphi}/\tau_0 = \sqrt{(1 - \varphi) G_{\varphi}' / G_0'} \quad (2.49)$$

Également, ils ont trouvé que le module élastique relatif pouvait être représenté par une relation de KD comme suit :

$$G_{\varphi}' / G_0' = \left(1 - \frac{\varphi}{\varphi_m}\right)^{-2.5\varphi_m} \quad (2.50)$$

La combinaison des deux relations précédentes donnent la relation de Château-Ovarlez-Trung comme suit :

$$\tau_{\varphi}/\tau_0 = \sqrt{(1 - \varphi)(1 - \varphi/\varphi_m)^{-2.5\varphi_m}} \quad (2.51)$$

2.6.5 Le modèle de Nielsen

Nielsen a proposé un modèle basé sur les paramètres rhéologiques de Bingham, la compacité maximale des inclusions solides et la géométrie des particules. Les deux expressions sont données par les équations 2.52 et 2.53.

$$\mu_{\varphi} = \mu_0 \left(\frac{1 + \varrho_{\infty}\varphi}{1 - \varphi} \right) \quad (2.52)$$

$$\tau_{\varphi} = \tau_0 \left(\frac{1 + \varrho_{\infty}\varphi}{1 - \varphi} \right) \quad (2.53)$$

Dans ces deux relations, ϱ_{∞} est une fonction géométrique de la forme des particules. Le facteur de forme est fonction du facteur d'aspect qui est équivalent à 1 pour les particules sphériques. Geiker et al. (Geiker et al., 2002) ont évalué les bétons autoplaçants en considérant le mortier comme phase suspendante. Ils ont montré que les résultats rhéologiques expérimentaux peuvent être simulés en utilisant les paramètres obtenus par régression du facteur d'aspect ainsi que de l'indice de forme exponentiel. Cependant, les meilleurs résultats ont été obtenus avec les particules sphériques (billes de verres).

2.6.6 Applicabilité des modèles analytiques diphasiques

L'applicabilité d'un modèle diphasique dépend du choix de la phase suspendante (eau, pâte de ciment ou bien mortier). Pour ce qui concerne les paramètres rhéologiques, la phase suspendante à considérer pour prédire le seuil d'écoulement des bétons ne peut que commencer par la pâte de ciment. D'autant plus que la considération de l'eau comme phase suspendante serait difficile étant donné qu'elle possède un seuil quasi nul. Tous les modèles précédemment décrits proposent la prédiction des propriétés rhéologiques des suspensions en fonction des propriétés rhéologiques d'une matrice et de la configuration des particules considérées, notamment la fraction volumique, la fraction volumique maximale et dans le cas du modèle de Krieger-Dougherty leur forme. Certains des modèles supposent que les forces de surfaces peuvent être négligées ou bien prises en compte dans les propriétés rhéologiques de la matrice. Ces modèles ont été évalués dans le cas des matériaux Binghamien et permettent la détermination de la viscosité apparente, plastique et du seuil d'écoulement. Néanmoins, la détermination de certains paramètres de ces modèles ne fait pas l'unanimité et ils sont fonctions de plusieurs paramètres. Notamment du choix des matériaux utilisés et rhéomètres utilisés ainsi que de l'historique du cisaillement de la phase suspendante.

2.7 Modélisation des écoulements des bétons

Plusieurs méthodes de modélisations numériques d'écoulement des fluides et/ou des particules sont disponibles selon les objectifs du problème à étudier, les matériaux utilisés et des phénomènes à modéliser. Les deux méthodes les plus répandues pour simuler l'écoulement des fluides et des matériaux granulaires sont :

- La méthode du fluide homogène (Computational Fluid Dynamics, CFD),
- La méthode des éléments discrets (Discrete Element Method, DEM).

À cela s'ajoute une troisième méthode qui n'est pas répandue dans le domaine des écoulements des bétons. Cette méthode consiste en une combinaison des deux méthodes précédentes, à savoir la CFD-DEM : *Computational Fluid Dynamics and Discrete*

Element Method. Cette dernière méthode qui considère le matériau à modéliser comme un matériau diphasique composé d'une phase suspendante et d'une phase solide.

Dans cette revue de littérature, nous allons décrire la méthode du fluide continu qui est reliée à la description du BAP comme un fluide et permet de réaliser des simulations qui visent particulièrement la mise en place, détection de défaut de mise en place ainsi que des simulations de volumes importants de matériaux, où le temps de calcul bien qu'élevé, demeure inférieur de celui des méthodes mixtes telle que le CFD-DEM. Les logiciels plus récents de CFD intègrent un couplage avec les particules, néanmoins avec un volume limité et est basé sur une approche appelée SPH (*Smooth particle hydrodynamic*).

2.7.1 Approche du fluide homogène (CFD)

Cette approche suppose que la suspension est composée d'une seule phase liquide (homogène et isotrope) appelée fluide. Les équations décrivant le mouvement du fluide sont dérivées des équations de conservation de masse, de moment et d'énergie. Pour une région de l'espace occupée par le fluide, il est caractérisé par un champ de vitesse, de densité, de pression et de température. Les fluctuations de températures sont considérées constantes. Les principales difficultés rencontrées avec cette approche sont la méthode de discrétisation et le traitement des surfaces libres. La méthode de discrétisation comprend la méthode de volumes finis, la méthode des éléments finis et la méthode des différentiels finis (Wendt, 2008). Différentes techniques ont été développées pour le traitement des surfaces libres et les plus appropriées reposent sur les caractéristiques de déformation des matériaux.

2.7.1.1 Formulation mathématique

La formulation mathématique du problème se fait en considérant une fraction infinitésimale d'un élément de fluide de volume dV (Figure 2.13). Deux possibilités sont à tenir en compte, soit l'élément dV infinitésimal est fixe dans l'espace où il se déplace en suivant les lignes de courant comme illustré à Figure 2.13.

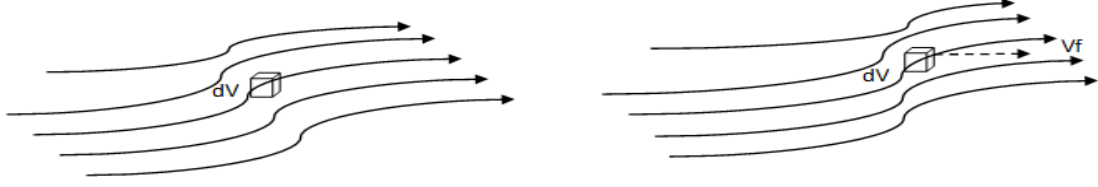


Figure 2.13 Approche infinitésimale avec un volume infinitésimal dV pour la formulation des équations de Navier Stokes. (Gauche) le volume fixe et le fluide traverse l'élément (Droite) l'élément se déplace dans le sens des lignes de courant (Wendt, 2008)

Les caractéristiques de l'écoulement (vitesse, pression et température) sont obtenues en résolvant les équations de masse, de moment et d'énergie en appliquant une méthode de solution numérique. Si le fluide est incompressible ou l'écoulement est isochore, c'est à dire $\rho = \text{constante}$, donc l'équation de continuité est équivalente à :

$$\nabla \cdot U = 0 \quad (2.54)$$

Cette équation s'écrit en trois dimensions comme suit :

$$\nabla \cdot U = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (2.55)$$

Où $U = (u, v, w)$ est le champ de vitesse.

Selon le principe de dynamique, toute variation (temporelle) de quantité de mouvement résulte de l'application de forces. Donc, on peut écrire une relation générale de la forme :

$$\frac{d}{dt} \iiint \rho U dV = \text{Force appliquée au volume } dV$$

Le théorème d'Ostrogradsky permet d'intégrer et d'obtenir l'équation de la quantité de mouvement :

$$\rho \frac{du}{dt} = \rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \nabla u \right) = \rho g + \nabla \cdot \tau = \rho g - \nabla P + \nabla \cdot \sigma_T \quad (2.56)$$

σ_T est donné par l'équation qui gouverne le comportement des fluides en mouvement:

$$\sigma_T = -pI + \tau \quad (2.57)$$

Le tenseur τ dépend de la nature du fluide étudié ou de la nature de l'approximation du modèle rhéologique considéré :

- $\tau = 0$ correspond à un fluide parfait non visqueux et les équations de mouvement qui en résultent s'appellent équations d'Euler.
- $\tau = 2\mu\dot{\gamma}$ correspond à un fluide newtonien et les équations du mouvement qui en résultent sont appelées équations de Navier-Stokes.
- $\tau = f(\dot{\gamma})$: correspond au cas des fluides non-Newtoniens, f étant la loi de comportement du fluide. Les équations du mouvement résultantes sont appelées équations de Cauchy mais cette appellation n'est pas unanime dans la littérature.

Dans le cas d'un fluide non-Newtonien, ce qui est le cas pour les mélanges à base de matériaux cimentaires, un comportement de Bingham ou de Herschel-Buckley peut être considéré. Les équations constitutives données ci-haut assument que l'écoulement du fluide est laminaire, c'est à dire que chaque élément de fluide se déplace sur une ligne de courant stratifié et qui demeure parallèle aux autres lignes de courant. Le nombre de Reynold est le rapport entre les forces d'inertie (vitesse d'écoulement) et les forces visqueuses. Le nombre de Reynolds est donnée par l'équation suivante :

$$Re = \frac{\rho V_m L_c}{\mu} \quad (2.58)$$

2.7.1.2 Approche VOF

La méthode de *volume of fluid* (VOF) s'applique dans les travaux de simulations d'écoulement des fluides pour le cas des fluides non miscibles. Elle a été introduite par Hirt et Nichols (Hirt et Nichols, 1981). C'est une méthode Eulérienne appliquée à un fluide et adaptée pour le cas d'écoulement de fluide avec interface très déformable, car elle permet de suivre la position de l'interface dans un maillage donné. L'idée principale de cette méthode est d'utiliser une fonction discrète qui représente la fraction volumique de chaque volume de contrôle. Cette fonction notée α_V varie de 0 à 1 selon la phase considérée. Dans le cas où elle vaut 0 ou 1 c'est à dire que le volume de contrôle ne contient que l'un des

fluides. Dans le cas échéant, le volume contient un mélange diphasique dont l'interface est représentée par la Figure 2.14.

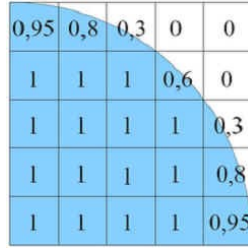


Figure 2.14 Taux de présence de fluide dans un volume de contrôle (Hirt et Nichols, 1981)

Afin de suivre la fonction du taux de présence α_V par le champ de vitesse local, l'équation d'advection en tenant compte de ce dernier donne :

$$\frac{\partial \alpha_V}{\partial t} + u \cdot \nabla \alpha_V = 0 \quad (2.59)$$

En considérant un problème avec deux phases, il suffit de calculer le champ de la fonction α_V afin de repérer chacune des deux phases dans tout l'espace en utilisant la relation suivante :

$$\alpha_1 + \alpha_2 = 1 \quad (2.60)$$

Si le système est constitué de plusieurs fluides immiscibles, la masse volumique totale est équivalente aux masses volumiques pondérées de chaque phase et équivaut à l'équation :

$$\rho = \sum \alpha_V \rho_V \quad (2.61)$$

La viscosité du mélange peut également s'écrire en fonction du taux de présence

$$\eta = \frac{\sum \alpha_V \rho_V \mu_V}{\sum \alpha_V \rho_V} \quad (2.62)$$

L'équation de conservation de la quantité de mouvement est écrite pour tout le domaine et le champ de vitesse est calculé et ensuite partagé pour les deux phases.

2.7.1.3 Quelques exemples

Des travaux récents sur la simulation d'écoulement des bétons sont basés sur les propriétés rhéologiques mesurées à l'aide des rhéomètres modernes. Par exemple, Gram a comparé les valeurs de t_{600} au L-box (Gram et Silfwerbrand, 2011), t_{600} représente le temps nécessaire au béton de parcourir 600 mm dans la direction de l'écoulement. Les résultats sont donnés à la Figure 2.15. Il est reporté que la légère dispersion est due au fait que la vitesse avec laquelle la trappe est soulevée n'est pas prise en compte lors de la réalisation des simulations numériques.

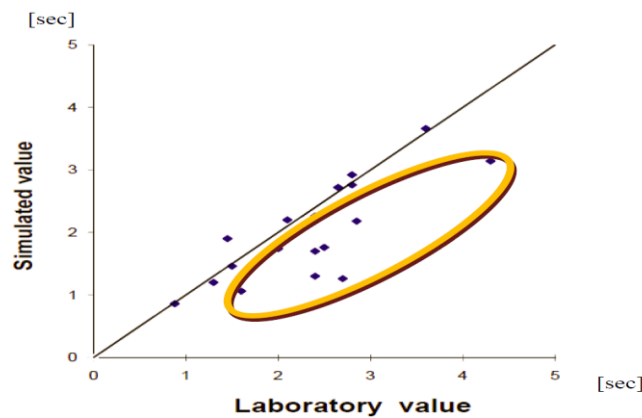


Figure 2.15 Comparaison des valeurs de T_{600} de l'essai du L-box de 18 bétons (Gram et Silfwerbrand, 2011)

L'objectif principal de la méthode du fluide unique est la simulation d'écoulement des bétons fluides ainsi que le suivi des profils d'écoulement. Cette méthode évalue très bien la capacité de remplissage d'un élément et prédit l'arrêt de l'écoulement (Figure 2.16). Elle est pratique pour modéliser une grande quantité de matériau comme un élément porteur et détecter, par la suite, les zones d'attention (mauvais remplissage) qui peuvent être modélisées par d'autres méthodes plus adaptées. Néanmoins, cette méthode n'est pas adaptée pour les applications visant l'étude des problèmes de ségrégation statique, dynamique et de blocage.

Roussel a utilisé Flow-3D, un logiciel basé sur un code CFD (VOF), afin de simuler différents essais d'affaissement (Roussel, 2006) (Roussel et Coussot, 2005; Roussel et al.,

2005). Afin d'obtenir une meilleure correspondance entre les résultats des simulations et expérimentaux, un modèle de matériaux 3D avec les critères d'écoulement d'un fluide à seuil est implémenté dans le logiciel. Les solutions numériques et expérimentales obtenues ont été comparées entre elles, mais aussi avec deux solutions analytiques. La simulation numérique d'un coulage d'une poutre a été réalisé avec différent paramètres rhéologiques en supposant que le BAP est un matériau Binghamien pour déterminer la fluidité minimale afin de couler l'élément. Les prédictions numériques ont été en accord avec les coulages expérimentaux. Bien que négligée, la thixotropie a légèrement perturbé le coulage.

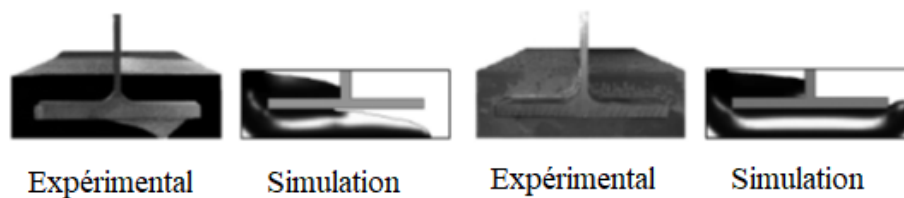


Figure 2.16 Simulation à l'aide d'un logiciel CFD (VOF) à une phase d'une mise en place d'une poutre de béton

2.8 Conclusions

Cette revue de littérature relate bien l'existence de plusieurs approches pour formuler et prédire les propriétés rhéologiques des BAP et des bétons en général. La plupart des méthodes de formulation visent plutôt un mélange robuste que la prédiction du comportement à l'écoulement. La prédiction des propriétés rhéologiques est, cependant, pas très précise et peut dans bien des cas être sujette à une procédure d'optimisation. Cependant, les modèles analytiques sont à priori adaptés pour prédire les propriétés rhéologiques des BAP en se basant sur une phase suspendante considérée. De ce fait, une formulation adéquate de la phase suspendante permettrait de très bien estimer les propriétés rhéologiques de la suspension et de prédire son comportement à l'écoulement. En considérant, par exemple, la méthode de mortier de béton équivalent (MBE), il est possible de simuler une phase suspendante du béton. Cette méthode originale n'a, cependant, pas été souvent employée dans le cas des BAP. Ceci offrirait au préalable une bonne piste dans

le but de comprendre et prédire les propriétés à l'état frais et rhéologiques des BAP. Par ailleurs, d'autres types de mortiers, tels que les mortiers découlant de formulations ont déjà été utilisés. Le choix d'un type de mortier donné (indirectement l'historique de cisaillement) a des répercussions sur la prédiction des propriétés à l'écoulement. Ceci reflète ainsi l'importance du choix de la phase suspendante pour permettre une meilleure compréhension et prédiction de la rhéologie et de l'écoulement des BAP. D'autres part, les modèles analytiques, tels que ceux de Krieger-Dougherty (KD) et de Château Ovarlez-Trung (COT), sont adaptés pour la modélisation et la prédiction des propriétés rhéologiques des suspensions diphasiques. Cependant, ces modèles ont peu été exploités pour les bétons ou les BAP.

2.9 Références

- ACI Committee 237 (2007) Self-Consolidating Concrete. Farmington Hills, MI : American Concrete Institute : 1-34 p.
- ASTM C1621 (2014) C 1621M-09b Standard Test Method for Passing Ability of Self-Consolidating Concrete by J-Ring. Annual Book of ASTM Standard. West Conshohocken, PA : ASTM International.
- ASTM Committee C09.47 (2009) ASTM C1611-09 Standard Test Method for Slump Flow of Self-Consolidating Concrete. Annual Book of ASTM Standards Volume 04.02. West Conshohocken, PA : ASTM International.
- Banfill, P., Beaupré, D., Chapdelaine, F., de Larrard, F., Domone, P., Nachbaur, L., Sedran, T., Wallevik, O. et Wallevik, J. E. (2000) Comparison of concrete rheometers: international tests at LCPC (Nantes, France) in October 2000, NISTIR 6819. National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, : 157 p.
- Barnes, H. H. a. et Barnes, a (1997) Thixotropy - A review. Journal of non-Newtonian fluid mechanics, vol. 70, n°97, p. 1-33.
- Batchelor, G. K. et Green, J. T. (1972) The determination of the bulk stress in a suspension of spherical particles to order c^2 . Journal of Fluid Mechanics, vol. 56, n°3, p. 401-427.

- Beitzel, H. (1982) Bedeutung der Mischzeit für Konstruktion und Einsatz von Betonmischern. Bmt.
- Berli, C. L. a et Deiber, J. a. (2001) A procedure to determine the viscosity function from experimental data of capillary flow. *Rheologica Acta*, vol. 40, n°3, p. 272-278.
- Boger, D. V. (1989) An Introduction to Rheology. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* (Vol. 32). Elsevier.
- Bui, V. K. et Montgomery, D. (1999) Mixture proportioning method for self-compacting high performance concrete with minimum paste volume. *First International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, p. 373-384.
- Buscall, R., Mills, P., Stewart, R. et Sutton, D. (1987) The rheology of strongly-flocculated suspensions. *Journal of Non-Newtonian Fluid mechanics*, Vol. 24, n°2, P. 183-202.
- Charonnatl, P. Y. et Beitzel, R. H. (1997) Report : Efficiency of concrete mixers towards qualification of mixers. *Materials and Structures*, n°March, p. 28-32.
- Chateau, X., Ovarlez, G. et Trung, K. L. (2010) Homogenization approach to the behavior of suspensions of noncolloidal particles in yield stress fluids. *Journal of Rheology*, vol. 52, n°2, p. 489-506.
- Christensen, G. (1991) Modelling the flow of fresh concrete: the slump test.
- Clayton, S., Grice, T. G. et Boger, D. V. (2003) Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions. *International Journal of Mineral Processing*, vol. 70, n°1-4, p. 3-21.
- Coussot, P. et Ancey, C. (1999) Rheophysical classification of concentrated suspensions and granular pastes. *Physical Review E*, vol. 59, n°4, p. 4445-4457.
- De Larrard, F. (1999) Concrete mixture proportionig: a scientific approach. Londres, UK.
- de Larrard, F., Ferraris, C. F. et Sedran, T. (1998) Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material. *Materials and Structures*, vol. 31, n°7, p. 494-498.
- De Larrard, F. et Sedran, T. (2007) Le logiciel BétonlabPro 3. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussees*, n°270-271, p. 75-85.

- Dils, J., De Schutter, G. et Boel, V. (2012) Influence of mixing procedure and mixer type on fresh and hardened properties of concrete: A review. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 45, n°11, p. 1673-1683.
- EFNARC (2002) Specification and Guidelines for Self-Compacting Concrete. Report from EFNARC (Vol. 44). 32 p.
- Einstein, A. (1906) A new determination of molecular dimensions. *Ann. Phys*, vol. 19, n°2, p. 289-306.
- Emborg, M. (1999) Rheology tests for self-compacting concrete - how useful are the for the design of concrete mix for full scale production? *International Rilem Symposium on Self-Compacting Concrete*, p. 95-105.
- Ferraris, C. F. et de Larrard, F. (1998) Testing and Modelling of Fresh Concrete Rheology.
- Flatt, R. J. (2004) Towards a prediction of superplasticized concrete rheology. *Materials and Structures*, vol. 37, n°5, p. 289-300.
- Flatt, R. J. et Bowen, P. (2006) Yodel: A yield stress model for suspensions. *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 89, n°4, p. 1244-1256.
- Friedrich, C., Honerkamp, J. et Weese, J. (1996) New ill-posed problems in rheology. *Rheologica Acta*, vol. 35, n°2, p. 186-193.
- Fuller, W. B. et Thomson, S. E. (1907) The Laws of Proportioning Concrete. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, vol. 59, n°2, p. 67-143.
- Geiker, M. R., Brandl, M., Thrane, L. N., Bager, D. H. et Wallevik, O. (2002) The effect of measuring procedure on the apparent rheological properties of self-compacting concrete. *Cement and Concrete Research*, vol. 32, n°11, p. 1791-1795.
- Ghafoori, N. et Diawara, H. (2011) Pumping influence on fresh properties of self-consolidating concrete. *Concrete Solutions*, p. 233-236.
- Heirman, G. (2011) Modelling and Quantification of the Effect of Mineral Additions on the Rheology of Fresh Powder Type Self-Compacting Concrete. status: accepted, n°July.

- Heirman, G., Hendrickx, R., Vandewalle, L., Van Gemert, D., Feys, D., De Schutter, G., Desmet, B. et Vantomme, J. (2009) Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer. Part II. Influence of mineral additions and chemical admixtures on the shear thickening flow behaviour. *Cement and Concrete Research*, vol. 39, n°3, p. 171-181.
- Hirt, C. W. et Nichols, B. D. (1980) A computational method for free surface hydrodynamics. *ASME 1980 Pressure Vessels and Piping Conference*, vol. 103, n°2, p. 23.
- Hooton, R., Geiker, M., Brandl, M., Thrane, L. et Nielsen, L. (2002) On the Effect of Coarse Aggregate Fraction and Shape on the Rheological Properties of Self-Compacting Concrete. *Cement, Concrete and Aggregates*, vol. 24, n°1, p. 3.
- Hu, C., de Larrard, F., Sedran, T., Boulay, C., Bosc, F. et Deflorenne, F. (1996) Validation of BTRHEOM, the new rheometer for soft-to-fluid concrete. *Materials and Structures*, vol. 29, n°10, p. 620-631.
- Kapur, P. C., Scales, P. J., Boger, D. V et Healy, T. W. (1997) Yield Stress of Suspensions Loaded with Size Distributed Particles. *AIChE Journal*, vol. 43, n°5, p. 1171-1179.
- Khayat, K. H. (1999) Workability, testing, and performance of self-consolidating concrete. *ACI Materials Journal*, vol. 96, p. 346-353.
- Khayat, K. H., Assaad, J. J. et Daczko, J. (2004) Comparison of Field- Oriented Test Methods to Assess Dynamic Stability of Self-Consolidating Concrete. *ACI Materials Journal*, vol. 101, n°2, p. 168-176.
- Krieger, I. M. et Elrod, H. (1953) Direct determination of the flow curves of non-Newtonian fluids. II. Shearing rate in the concentric cylinder viscometer. *Journal of Applied Physics*, vol. 24, n°2, p. 134-136.
- Krieger, I. M. et Maron, S. H. (1952) Direct determination of the flow curves of non-newtonian fluids. *Journal of Applied Physics*, vol. 23, n°1, p. 147-149.
- Lowke, D. et Schiessl, P. (2005) Effect of Mixing Energy on Fresh Properties of Scc.

- Proceeding of the fourth International RILEM Symposium on self-compacting concrete, p. 517-523.
- Macosko, C. W. (1994) Rheology : principles, measurements, and applications, p. 550.
- Mahaut, F., Mokéddem, S., Chateau, X., Roussel, N. et Ovarlez, G. (2008) Effect of coarse particle volume fraction on the yield stress and thixotropy of cementitious materials. Cement and Concrete Research, vol. 38, n°11, p. 1276-1285.
- Mazanec, O., Lowke, D. et Schiel, P. (2010) Mixing of high performance concrete: Effect of concrete composition and mixing intensity on mixing time. Materials and Structures/Matériaux et Constructions, vol. 43, n°3, p. 357-365.
- Mooney, M. (1931) Explicit Formulas for Slip and Fluidity. Journal of Rheology, vol. 2, n°2, p. 210-222.
- Murata, J. (1984) Flow and deformation of fresh concrete. Matériaux et Constructions, vol. 17, n°2, p. 117-129.
- Murata, J. et Kukokawa, H. (1992) Viscosity Equations for Fresh Concrete. ACI Materials Journal, vol. 89, n°3, p. 230-237.
- Oh, S. G., Noguchi, T. et Tomosawa, F. (1999) Toward mix design for rheology of self-compacting concrete. 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, p. 361-372.
- Okamura, H. et Ouchi, M. (1998) Self-compacting high performance concrete. Progress in Structural Engineering and Materials, vol. 1, n°4, p. 378-383.
- Pashias, N., Boger, D. V., Summers, J. et Glenister, D. J. (1996) A fifty cent rheometer for yield stress measurement. Journal of Rheology, vol. 40, n°6, p. 1179-1189.
- Petersson, O., Billberg, P. et Van, B. (1996) A model for self-compacting concrete. RILEM PROCEEDINGS Conference on Production Methods and Workability of Concrete, P. J. M. Bartos et al., eds., Chapman & Hall, Paisley, 1996, pp. 483-490.
- Roussel, N. (2006a) A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory, validation and applications. Cement and Concrete Research, vol. 36, n°10, p. 1797-1806.

- Roussel, N. (2006b) A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory, validation and applications. *Cement and Concrete Research*, J. ASTM Int. (USA), vol. 36, n°10, p. 1797-1806.
- Roussel, N. (2006) Correlation between yield stress and slump: Comparison between numerical simulations and concrete rheometers results. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 39, n°288, p. 501-509.
- Roussel, N. (2007) The LCPC BOX: A cheap and simple technique for yield stress measurements of SCC. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 40, n°9, p. 889-896.
- Roussel, N. et Coussot, P. (2005) « Fifty-cent rheometer » for yield stress measurements: From slump to spreading flow. *Journal of Rheology*, vol. 49, n°3, p. 705-718.
- Roussel, N., Lemaître, A., Flatt, R. J. et Coussot, P. (2010) Steady state flow of cement suspensions: A micromechanical state of the art. *Cement and Concrete Research*, vol. 40, n°1, p. 77-84.
- Roussel, N., Stefani, C. et Leroy, R. (2005) From mini-cone test to Abrams cone test: Measurement of cement-based materials yield stress using slump tests. *Cement and Concrete Research*, vol. 35, n°5, p. 817-822.
- S.Tangtermsirikul et Van, B. K. (1995) Blocking criteria for aggregate phase of self-compacting high performance concrete. *Proceedings of regional symposium on infrastructure development in civil engineering*, p. 58-69.
- Saak, A. W., Jennings, H. M. et Shah, S. P. (2004) A generalized approach for the determination of yield stress by slump and slump flow. *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°3, p. 363-371.
- Schießl, P., Mazanec, O. et Lowke, D. (2007) SCC and UHPC – Effect of Mixing Technology on Fresh Concrete Properties. *Concrete*, p. pp 513-522.
- Schowalter, W. R. et Christensen, G. (1998) Toward a rationalization of the slump test for fresh concrete: Comparisons of calculations and experiments. *Journal of Rheology*, vol. 42, n°4, p. 865-870.

- Schwartzentruber, a. et Catherine, C. (2000) La méthode du mortier de béton équivalent (MBE) - Un nouvel outil d'aide à la formulation des bétons adjuvés. *Materials and Structures*, vol. 33, n°October, p. 475-482.
- Sedran, T. et de Larrard, F. (1999) Optimization of self-compacting concrete thanks to packing model packing model. 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, p. 321-332.
- Tattersall, G. H. et Banfill, P. F. G. (1983) *The rheology of fresh concrete*. Pitman Advanced Publishing Program, Boston. Pitman London.
- Wallevik, J. E. (2006) Relationship between the Bingham parameters and slump. *Cement and Concrete Research*, vol. 36, n°7, p. 1214-1221.
- Wallevik, J. E. (2009) Rheological properties of cement paste: Thixotropic behavior and structural breakdown. *Cement and Concrete Research*, vol. 39, n°1, p. 14-29.
- Wallevik, O. H. (2003) Rheology—a scientific approach to develop self-compacting concrete. *Proceedings of the 3rd international RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, p. 23-31.
- Wendt, J. F. (2008) *Computational Fluid Dynamics: An Introduction*.
- Y, Tanigawa; H, M. K. W. (1991) *Analytical and Experimental Studies on Casting of Fresh Concrete into Wall Form*. Transcription of the Japan Concrete Society, Vol 13.
- Zhou, Z., Solomon, M. J., Scales, P. J. et Boger, D. V. (1999) The yield stress of concentrated flocculated suspensions of size distributed particles. *Journal of Rheology*, vol. 43, n°3, p. 651-671.

CHAPITRE 3 NOUVELLE APERÇUE SUR LA MÉTHODE DU MORTIER DE BÉTON ÉQUIVALENT POUR LES BÉTONS AUTOPLAÇANT

NEW INSIGHT INTO THE EQUIVALENT CONCRETE MORTAR APPROACH FOR SELF-CONSOLIDATING CONCRETE

Auteurs et affiliations

K. Daddy Kabagire: Candidat au doctorat, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Ammar Yahia: Professeur associé, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Titre du journal : Journal of Sustainable Cement-Based Materials – Taylor & Francis

Status : Publié depuis Mars 2015

Référence: K. Daddy Kabagire, Diederich, P. and Yahia, A. (2015). New Insight Into the Equivalent Concrete Mortar Approach for Self-consolidating Concrete. Journal of Sustainable Cement-Based Materials, 1 10. doi:10.1080/21650373.2015.1018983.

3.1 Résumé

La méthode du mortier de béton équivalent (MBE) consiste à remplacer la totalité des gros granulats par une certaine masse de sable équivalente en surface spécifique. Cette approche permet de réduire considérablement le temps et le coût lors de la procédure d'optimisation des bétons autoplacant (BAP). Cette approche a été adaptée avec des résultats mitigés pour évaluer et prédire les propriétés à l'état frais des BAP à partir de celles de leurs MBE. La limitation de l'approche est essentiellement due au fait que la surface spécifique est le seul critère considéré dans le changement de phase (i.e. BAP vers MBE). L'objectif de ce travail est d'évaluer l'applicabilité de la méthode de MBE sur l'établissement des corrélations entre les propriétés rhéologiques des BAP et leurs MBE correspondants. Plusieurs formulations de BAP contenant différents volumes de gros granulats (27 à 36%) et liant (300 à 500 kg/m³) sont considérées. Les propriétés d'écoulement des deux phases ont montré de bonnes corrélations en tenant compte de l'épaisseur de pâte en excès et du volume de gros granulat.

3.2 Abstract

Concrete Equivalent Mortar (CEM) approach consists in replacing the coarse aggregates by a mass of sand to provide an equivalent specific surface area. Such approach can be used to reduce time and cost needed to design self-consolidating concrete (SCC). The approach is extended with less success to evaluate rheological properties of SCC using those of the corresponding CEM. The limitation of the approach is mainly due to the fact that the surface area of aggregates is the only used criterion. The objective of this investigation is to evaluate the applicability of the original CEM approach and establish correlations between rheological properties of SCC and CEM. Various SCC mixtures were proportioned with different coarse aggregate and binder contents (from 27 to 36% and 300 and 500 kg/m³ respectively). Good correlations between CEM and SCC flow properties are obtained when the excess paste thickness and coarse aggregate content are taken into account.

Keywords: Concrete Equivalent Mortar, Excess paste theory, Rheology, Self-consolidating concrete, Specific surface area.

3.3 Introduction

Self-consolidating concrete (SCC) can flow under its own weight to fill the formwork, self-consolidate, and encapsulate the reinforcement without any mechanical consolidation. SCC has been accepted as a worldwide construction material in various applications to reduce construction time and cost (ACI Commitee 237, 2007). The use of SCC facilitates the casting in densely reinforced members and through restricted sections. Rheology of SCC is characterized by low yield stress to ensure high deformability and moderate plastic viscosity to maintain homogeneous suspension of coarse aggregate, hence reducing segregation and blockage during flow.

The main requirements of SCC involve securing excellent deformability, low risk of blockage, and good stability to ensure high filling capacity of formwork. This requires careful adjustment of mix design parameters and proper selection of the raw materials to achieve targeted properties given the application on hand. Given the numerous factors affecting flow properties of SCC, complex mix design is necessary to establish trade-off between several mix design parameters, including coarse aggregate, paste rheology and volume, sand/total coarse aggregate ratio, etc. Furthermore, SCC mixtures are more sensitive to consistency fluctuations than conventional concrete. For example, fluctuations in free moisture contents can have dramatic influence on the stability of the concrete mixtures. Development of robust SCC mixtures inherently may require greater precision. The most available mix design methods are based on trial and error approach, which may require several batches before achieving optimum mix design with good fresh properties. This task may be very time and energy consuming.

Various attempts were made to correlate flow properties of SCC to those of mortar to facilitate mixture optimization protocols. For example, Banfill (Banfill, 1991) suggested that mortar containing sand particles smaller than 2 mm in size could be used. Yahia et al. (Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, 1999a) proposed a

relationship between the slump flow of SCC and mortar sampled from the mixer before adding coarse aggregate into the mixer. Measurements carried out on 27 mixtures revealed that slump-flow of SCC (SFC) and slump flow of mortar (SFM) are correlated as given in equation (3.1): $SFC = 20 + 2.48 \times (SFM - 10)$, where SFC and SFM are in cm. Flow properties of SCC can also be investigated using Concrete Equivalent Mortar (CEM) method. The original proposed method consist in replacing the coarse aggregate fraction (above 5 mm) by sand of equal surface area to ensure a constant wettable surface (Schwartzentruber et Catherine, 2000). This approach has been developed to determine the optimum high range water-reducing admixture (HRWRA) dosage on vibrated concrete. A similar approach has been also used to correlate rheology of SCC to those of CEM by Assaad et al. (Assaad *et al.*, 2003). They used CEM approach to study thixotropy of SCC. HRWRA in SCC mixtures was adjusted in order to reach a slump flow of 650 mm for SCC and 220 mm of CEM. Using this approach, good relationships between thixotropy of SCC and CEM were obtained. On the other hand, Erdem et al. (Erdem *et al.*, 2009) showed that this method can be successfully used to determine HRWRA demand of SCC. In their approach, the dosage of HRWRA used in preparing CEM mixtures was adjusted to secure an equal normalized thickness. For both CEM and concrete mixtures, the normalized thickness was calculated by dividing the volume of CEM or SCC in the slump flow test to the maximum size of aggregate (i.e. sand in CEM and coarse aggregate in concrete). This enabled the calculation of the targeted mini-slump spread of the CEM, and hence the required dosage of HRWRA. When this approach is used to produce CEM, good correlations can be found between flow properties of SCC to the corresponding CEM (Erdem *et al.*, 2009). However, no studies are available regarding the applicability of the original approach (Schwartzentruber et Catherine, 2000) to estimate flow properties of SCC from those of the corresponding CEM.

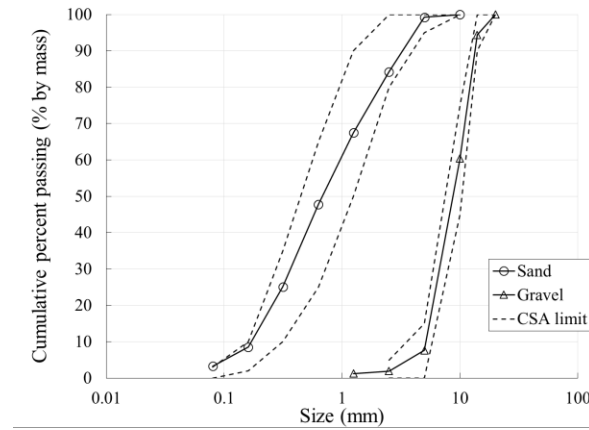
The aim of this work is to study the applicability of the CEM method in the case where important changes are made in the mix design of SCC. For this purpose, nine SCC mixtures made with coarse aggregate and binder content ranging between 27% and 36% and 300 kg/m³ and 500 kg/m³ respectively and with a wide range fluidity levels were prepared and characterized. The corresponding CEM mixtures were then prepared, maintaining constant

the HRWRA dosages used in preparing SCC mixtures. The investigated SCC mixtures achieved slump flow ranging between 550 and 710 mm, while those of the corresponding CEM are between 180 and 300 mm. Finally, the obtained SCC and CEM mixes were analysed in order to highlight the factors explaining the behaviour of each mix.

3.4 Experimental program

3.4.1 Materials

A ternary binder containing approximately 70% portland cement, 25% fly ash, and 5% silica fume complying with ASTM C150-12 standard (ASTM, 2012) was used. A siliceous sand and a crushed limestone gravel with a nominal particle size of 5 and 14 mm, respectively, were used for aggregate (Figure 3.1). The specific gravities of sand and coarse aggregate were 2.63 and 2.72 and their absorption (surface saturate-dry state following (Commitee, 2013)) were 0.98% and 0.63%, respectively. Sand and coarse aggregate gradations are within CSA A.23.1 and ASTM C33 Standard recommendations (Commitee, 2013). A polycarboxylate-based HRWRA with a solid content of 40% and a specific gravity of 1.08 was used. A liquid-based viscosity-modifying admixture (VMA) with solid concentration of 42.5% and a specific gravity of 1.25 was incorporated in some SCC mixtures to enhance stability (ASTM, 2013).



	Sand	CA
Total calculated specific surface area (CSSA) (m^2/kg)	6.34	0.37
Calculated specific surface area $> 80 \mu\text{m}$ (CSSA $> 80 \mu\text{m}$) (m^2/kg)	4.46	0.15

Figure 3.1 Aggregates grading curves and calculated specific surface areas

3.4.2 Mixture proportioning and testing procedure of SCC and CEM

The investigated SCC mixtures were proportioned with binder content of 500 kg/m^3 ($\text{W/B} = 0.38$), 400 kg/m^3 ($\text{W/B} = 0.42$), and 300 kg/m^3 ($\text{W/B} = 0.56$). For each binder content and W/B , various SCC mixtures were prepared with sand-to-total aggregate ($\text{S}/(\text{S} + \text{CA})$), by mass, between 0.40 and 0.61. The nine investigated mixtures were prepared with coarse aggregate volume of 27, 32, and 36%. SCC mixtures made with the lowest binder content of 300 kg/m^3 incorporated optimum dosage of VMA to secure proper stability. All SCC mixtures were prepared in batches of 50 L using an open drum mixer. The mixing procedure consisted of homogenizing the aggregate (sand + coarse aggregate) with 1/2 of the mixing water for 60 s. The cement was then added for 30 s, followed by the HRWRA diluted with the remaining mixing water. After further mixing for 150 s and 120 s of rest, the VMA is eventually added and the concrete was mixed for 180 s. Immediately after mixing, slump flow (ASTM Committee C09.47, 2009), T_{50} , V-funnel flow time, and sieve stability tests (AFNOR, 2010) were carried out. At the end of mixing, all the investigated mixtures had a temperature of $22^\circ\text{C} \pm 1$ and an air volume between 1.8% and 2.5%

(determined using the pressure method with type-B apparatus (American Society of Testing Materials, 2010)).

The mixture proportioning of the nine investigated SCC mixture were used to design the corresponding CEM. As mentioned earlier, the coarse aggregate is replaced by sand in such a way to ensure a surface area of the sand in the CEM equal to that of the total aggregate (coarse + sand) in the concrete. All CEM mixtures were prepared in batches of 4 L using a Hobart mixer. The mixing procedure was similar to that used for SCC mixtures, except that the aggregate was sand only. The temperature of CEM mixtures was maintained at approximately 22°C, similar to that of SCC. Similar to SCC testing, immediately after mixing, the slump flow using mortar cone and V-funnel flow time half scaled apparatus measurements on CEM were determined (Figure 3.2). The SCC and corresponding CEM mixture proportioning are presented in Table 3.1.

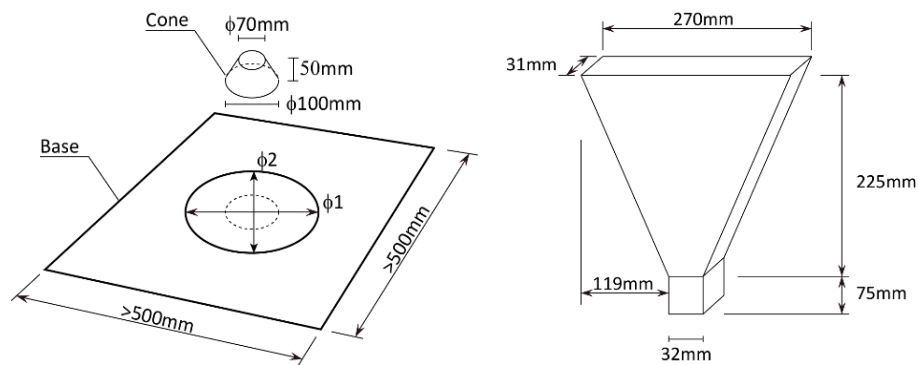


Figure 3.2 Test setups used to characterize CEM (a), CEM mini-slump flow and (b) CEM V-funnel

Table 3.1 Mixture proportioning of SCC and CEM

	SCC mixture								
SCC	SCC1	SCC2	SCC3	SCC4	SCC5	SCC6	SCC7	SCC8	SCC9
Binder (kg/m ³)	500			400			300		
W/B	0.38			0.42			0.56		
Sand volume (%)	34	30	25	40	35	31	43	39	34
Coarse aggregate volume (%)	27	32	36	27	32	36	27	32	36
S/(S+CA) (by mass)	0.55	0.48	0.40	0.59	0.51	0.45	0.61	0.54	0.48
HRWRA (% mass of cement)	0.48	0.48	0.52	0.63	0.58	0.58	1.00	0.93	0.87
VMA (% mass of cement)	0	0	0	0	0	0	0.03	0.10	0.10
Paste volume (L/m ³)	377	376	375	323	321	320	289	287	286
	CEM mixtures								
CEM	CEM1	CEM2	CEM3	CEM4	CEM5	CEM6	CEM7	CEM8	CEM9
Binder (kg/m ³)	684	724	798	545	585	619	419	438	465
W/B	0.38			0.42			0.56		
Sand volume (%)	48	46	40	56	53	51	60	58	56
HRWRA (% mass of cement)	0.48	0.48	0.52	0.63	0.58	0.58	1.00	0.93	0.87
VMA (% mass of cement)	0	0	0	0	0	0	0.03	0.10	0.10
Paste volume (L/m ³)	515	545	600	440	471	497	403	420	444

3.4.3 Packing density of aggregates and excess paste thickness

In order to determine the excess paste thickness in SCC and CEM mixtures, the experimental packing density (γ) of total aggregate was determined. The test was performed using a modified procedure of the impact compactor tester (ICT) (Nordtest, 1994). The test consists in subjecting a sample (sand + aggregate) of 1300 g to a coupled rotational shear and normal pressure of 20 kPa during 300 cycles. The packing density of total aggregate (sand + gravel) (γ_{agg}) was determined in the range of those used for

designing the 9 SCC. The results provided were based on the experimental packing density calculated following equation (3.2)

$$\gamma = \frac{\rho_{app}}{\rho_{aggr}} \quad (3.2)$$

Where ρ_{app} is the apparent density measured during the testing as Mass of the sample divided by the Volume of the packed sample and ρ_{agg} is the density of the aggregate (combination of the sand and aggregate density corresponding to the study S/(S + CA) ratio).

For a given S/(S + CA) ratio, the corresponding packing density value was used to calculate the volumes of compact paste (V_{CP}) and excess paste volume (V_{EP}) using equation (3.3)-(3.4), respectively. The thickness of excess paste (T_{EP}) can be then determined as the ratio between the volume of excess paste (V_{EP}) and the total aggregate surface area ($CSA_{aggregate}$) as given in equation (3.5). The $CSA_{aggregate}$ is calculated based on the aggregate grading and assuming spherical shape of particles.

$$V_{CP} = V_{Total\ aggregate} * (1 - \gamma) \quad (3.3)$$

$$V_{EP} = V_{paste} - V_{CP} \quad (3.4)$$

$$T_{EP} = \frac{V_{EP}}{CSA_{aggregate}} \quad (3.5)$$

Where, $V_{Total\ aggregate}$ is the volume of aggregate with a particles size above 80 μm (De Larrard, 1999), and V_{paste} is the volume of paste (i.e. cement + water + sand fraction bellow 80 μm + chemical admixture).

3.5 Test results and discussion

3.5.1 Packing density of aggregates

The packing density values obtained on various S/(S + CA) ratios are presented in Figure 3.3.

As can be observed, the packing density is well correlated to $S/(S + CA)$ ratios ($R^2 = 0.953$, based on second-degree polynomial fitting). And the optimum value occurs for $S/(S + CA)$ ratios between 0.50 and 0.60. Furthermore, the packing density of sand ($\gamma_s = 0.735$) and coarse aggregate ($\gamma_{CA} = 0.588$) were determined.

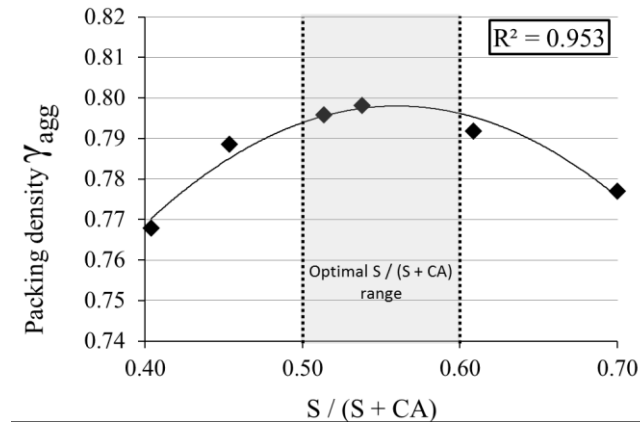


Figure 3.3 Variation of the packing density with $S/(S+CA)$

3.5.2 Fresh properties of SCC and CEM

The properties of SCC and corresponding CEM mixtures are presented in Table 3.2.

Table 3.2 Fresh properties of SCC and CEM mixtures.

SCC mixtures									
SCC	SCC1	SCC2	SCC3	SCC4	SCC5	SCC6	SCC7	SCC8	SCC9
$S/(S+CA)$ (by mass)	0.55	0.48	0.40	0.59	0.51	0.45	0.61	0.54	0.48
Slump Flow(mm)	640	705	690	655	640	605	565	620	650
T_{50} (s)	2.7	1.4	1.1	1.8	1.1	1.0	3.8	3.2	0.7
V-Funnel (s)	5	6	29	9	20	41	17	32	18
Sieve stability (%)	0.6	2.0	3.4	0.8	2.1	1.2	5.7	5.7	8.2
$T_{EP\ SCC}$ (μm)	62	69	78	40	44	47	29	31	33
T_{EM} (mm)	5.6	4.4	3.4	5.6	4.2	3.3	5.6	4.2	3.3
CEM mixtures									
CEM	CEM1	CEM2	CEM3	CEM4	CEM5	CEM6	CEM7	CEM8	CEM9
Slump Flow (mm)	213	242	285	180	290	300	228	275	280
Mini-VF (s)	4.5	2.9	2.8	9.8	3.7	3.0	4.9	4.8	1.9
$T_{EP\ CEM}$ (μm)	68	80	105	45	53	62	35	39	46

It can be observed that all the investigated SCC mixtures have a slump flow greater than 600 mm, except the SCC7. Based on these results, the following observations can be pointed out:

- For a given paste volume, the increase in aggregate volume lead, in general, to a higher segregation;
- For SCC mixtures made with the lowest binder content of 300 kg/m^3 , the use of VMA was necessary to ensure proper stability;
- The decrease in $S/(S + CA)$ ratio resulted in lower values of T_{50} (time to reach a slump flow of 500 mm) and higher V-funnel flow time.

The variation of slump flow of SCC with those of corresponding CEM mixtures is summarized in Figure 3.4. On the other hand, the variation of flow time according to the V-funnel test of SCC and CEM is presented in Figure 3.5. As can be observed, there appeared to be no relationship between slump flow and V-funnel flow time of SCC and those of the corresponding CEM. This may be due to the fact that the effect of factors others than the surface area in the CEM approach are not taken into account. For example, the volume of coarse aggregate (CA) may be a critical factor affecting the internal friction, especially in the case of SCC mixtures with low paste content. Also, the rheology and volume of the paste should be considered, because they have a significant impact on flow performance and stability of SCC mixtures.

The obtained results revealed that CEM mixtures corresponding to SCC with the highest CA volume (i.e. this correspond to CEM with the lowest sand content) showed the highest slump flow compared with other CEM mixtures. This suggests that flow properties of CEM are mainly dominated by rheology of the paste rather than the internal frictional between solid particles as it is in the case of SCC.

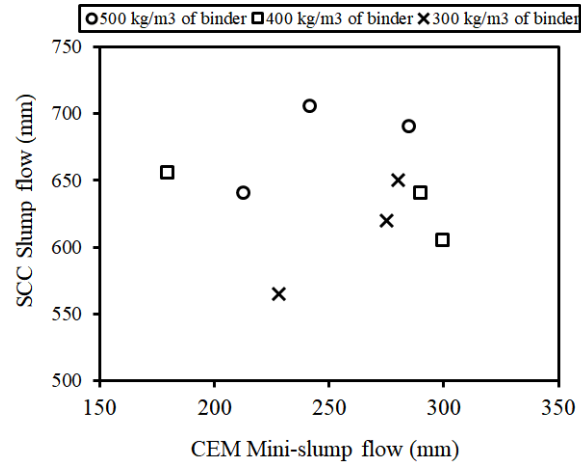


Figure 3.4 Variation of slump flow of SCC with that of CEM

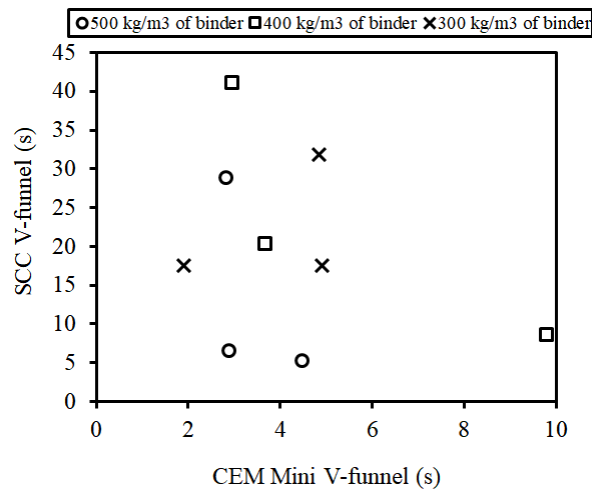


Figure 3.5 Variation of V-funnel flow time of SCC with that of CEM

3.5.3 Relationship between excess paste thickness and CEM properties

The variations of flow properties of CEM with the excess paste thickness (calculated using equations (3.2)-(3.5)) are presented in Figure 3.6. For a given binder content, the slump flow and flow time values vary with the excess paste thickness in a non-linear manner. For example, the increase in excess paste thickness increased slump flow and reduced flow time, reflecting better fluidity of the mixtures. This is generally explained by the formation of lubrication layer around aggregate particles, hence reducing the inter-particles friction

and enhancing flowability of the mixture. It can also be observed that for a given CEM mixture, a certain excess paste thickness is required to achieve a given slump flow. The required thickness depends on the rheology of the paste (W/B and HRWRA dosage). For example, excess paste thickness values of 35, 48, and 75 μm are required to achieve a slump of 230 mm for mixtures proportioned with binder content of 300, 400, and 500 kg/m^3 , respectively. The highest thickness value of 75 μm required with CEM made with a binder content of 500 kg/m^3 is due to the lower rheology of the paste ($W/B = 0.38$ compared to 0.42 and 0.56).

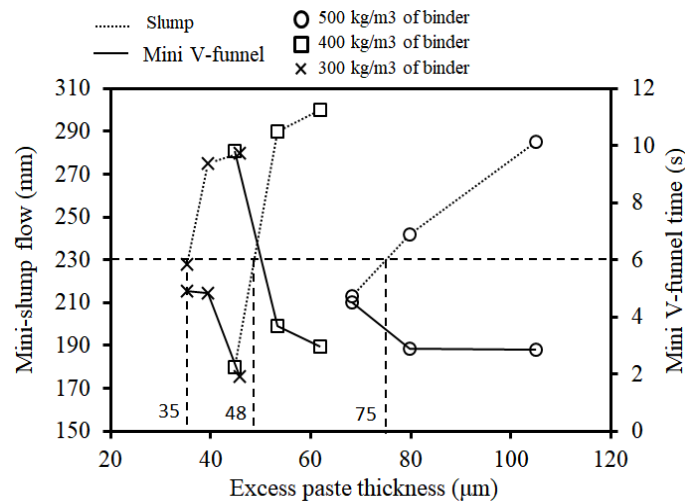


Figure 3.6 Variation of flow properties of CEM versus the excess paste thickness

3.5.4 Improved Relationships between flow properties of SCC and CEM

The first improvement of CEM approach applied to SCC consists in taking into account the effect of coarse aggregate volume in comparing flow properties of SCC to those of the corresponding CEM (Figure 3.7). As can be observed, by taking into account the thickness of excess paste in CEM and SCC mixtures ($T_{EP\ CEM}$ and $T_{EP\ SCC}$) reported to the additional volume of sand used to replace coarse aggregate ($V_{Sand\ eq.CA}$) and coarse aggregate content in SCC ($V_{SCC\ CA}$) respectively resulted in good correlation between slump flow measurements of CEM and SCC ($R^2 = 0.941$). This modification take into account the effect of additional sand used in CEM on its slump flow variation. On the other hand, the coarse aggregate volume's effect on slump flow of SCC is also considered.

As explained in section 3.1, there is no relationship between V-funnel flow time of CEM and the corresponding SCC mixtures. However, it is observed that the T_{50} of SCC (time to reach 500 mm spread in slump flow test) showed a good correlation with V-funnel flow time of CEM (Figure 3.8). Contrarily to the V-funnel flow test of SCC where the volume of coarse aggregate may have a dominant effect on passing ability due to restrained condition in the V-funnel, the T_{50} measurement is carried out in unrestrained conditions.

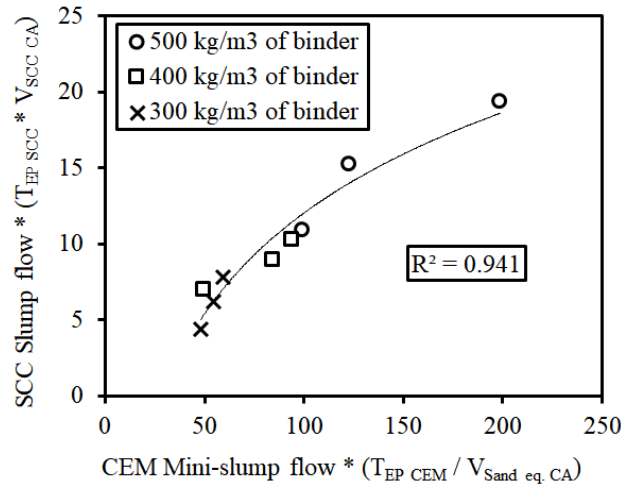


Figure 3.7 Relationship between slump flow values of CEM and SCC after taking into account the excess paste thickness and volume of aggregate

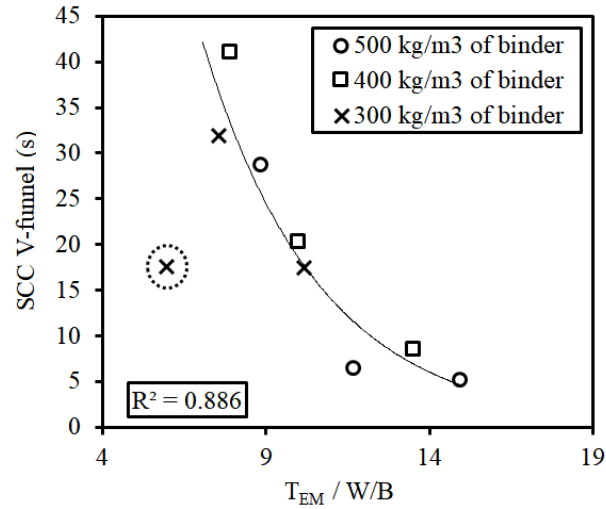


Figure 3.8 Variation of V-funnel flow time of SCC with the excess mortar thickness (an experimental error was noted with the surrounded value corresponding to SCC9)

3.5.5 Relationship between excess mortar thickness and SCC properties

The V-funnel flow test of SCC induces a relatively higher shear rate, which induce a greater inter-particles friction in the narrow section of the V-funnel apparatus. Under these conditions, the mortar thickness will have a great influence on flow time of SCC in the V-funnel test. Indeed, as can be observed in Figure 3.9, the V-funnel flow time of SCC is well correlated with mortar thickness and its rheology (i.e. W/B).

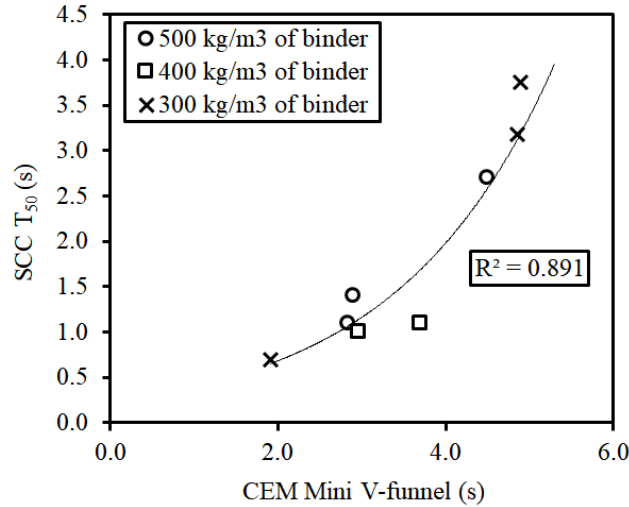


Figure 3.9 Relationship between V-funnel flow time of CEM and T₅₀ of SCC.

3.6 Conclusion

The mix design of SCC consists in tailoring several mixture parameters, including coarse aggregate, paste volume and rheology, and sand-to-total coarse aggregate ratio to establish a trade-off-between flow performance and stability resistance. The applicability of concrete equivalent mortar (CEM) approach for SCC is evaluated. The CEM mixtures contain an additional volume of sand corresponding to an equal surface area of coarse aggregate fraction in the concrete. The dosage of HRWRA in preparing the CEM mixtures was equal to that in SCC. Based on the obtained results, the following concluding remarks can be pointed out:

- (1) The CEM approach did not allow good correlations between SCC mixture and the corresponding CEM mixtures. The limitation of the approach is mainly due to the fact that the surface area of the aggregate is the only criterion used to design the CEM.
- (2) In the case of SCC, V-funnel time is strongly influenced by the internal friction of coarse aggregates. The flow time increased with the volume of coarse aggregate (i.e. $S/(S + CA)$ decreases).

- (3) SCC mixtures with relatively higher coarse aggregate volume resulted in higher segregation portion.
- (4) Excess paste thickness and rheology of the paste are key factors affecting fluidity of CEM mixtures. Higher excess thickness values are required in the case of paste with lower rheology (lower W/B);
- (5) For a given excess paste thickness, CEM mixtures proportioned with paste of better rheology (higher W/B, HRWRA dosage) showed higher flow properties (higher slump flow and lower V-funnel flow time).
- (6) Good relationships between flow properties of CEM and those of SCC are established by introducing the excess paste theory and taking into account the volume of coarse aggregate in SCC.

3.7 References

- ACI Commitee 237 (2007) Self-Consolidating Concrete. Farmington Hills, MI : American Concrete Institute : 1-34 p.
- AFNOR (2010) EN 12350-11. Testing fresh concrete Part 11: self-compacting concrete – Sieve segregation test. Paris : 7 p.
- American Society of Testing Materials (2010) Standard Test Method for Air Content of Freshly Mixed Concrete by the Pressure Method. ASTM International (Vol. i). West Conshohocken (PA).
- Assad, J., Khayat, K. H. et Mesbah, H. (2003) Assaad - Assessment of Thixotropy of Flowable and Self-Compacting Concrete. ACI Materials Journal, vol. 100, n°2, p. 99-107.
- ASTM (2012) ASTM C150: Standard Specification for Portland Cement. Annual Book of ASTM Standards. West Conshohocken, PA : ASTM International.
- ASTM (2013) C494/C494M - 15 Standard Specification for Chemical Admixtures for Concrete. West Conshohocken, PA : ASTM International.
- ASTM Committee C09.47 (2009) ASTM C1611-09 Standard Test Method for Slump Flow

of Self-Consolidating Concrete. Annual Book of ASTM Standards Volume 04.02.
West Conshohocken, PA : ASTM International.

Banfill, P. F. G. (1991) The rheology of fresh mortar. Magazine of Concrete Research, vol.
43, n°154, p. 13-21.

Commitee, A. (2013) ASTM C33-13, Standard Specification for Concrete Aggregates.
Conshohocken (PA) : ASTM International.

De Larrard, F. (1999) Concrete mixture proportioning: a scientific approach. Londres, UK.

Erdem, T. K., Khayat, K. H. et Yahia, A. (2009) Correlating rheology of self-consolidating
concrete to corresponding concrete-equivalent mortar. ACI Materials Journal, vol.
106, n°2, p. 154-160.

Nordtest (1994) Nordtest Method (NT BUILD 427) for Fresh Concrete: Compactibility
with IC-tester. Nordtest Scandinavian Institution, n°Espoo, p. 1-4.

Schwartzentruber, a. et Catherine, C. (2000) La méthode du mortier de béton quivalent (
MBE) - Un nouvel outil d'aide à la formulation des bétons adjuvantés. Materials and
Structures, vol. 33, n°October, p. 475-482.

Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, Y. (1999) Effect of rheological
parameters on self-compactability of concrete containing various mineral admixtures.
International RILEM symposium on self-compacting concrete , p. 523-535.

CHAPITRE 4 ÉVALUATION EXPÉRIMENTALE DE L'EFFET DES CARACTÉRISTIQUES MORPHOLOGIQUES DES PARTICULES SUR LES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES MORTIERS MODÈLES

EXPERIMENTAL ASSESSMENT OF THE EFFECT OF PARTICLE SHAPE CHARACTERISTICS ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF MODEL MORTAR

Auteurs et affiliations

K. Daddy Kabagire: Candidat au doctorat, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Ammar Yahia: Professeur associé, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Titre du journal : Construction and Building Materials – Elsevier

Status : Publié depuis Juin 2017

Reference: K. Daddy. Kabagire, P. Diederich, A. Yahia, M. Chekired, Experimental Assessment of the Effect of Particle Characteristics on Rheological Properties of Model Mortar, 151 (2017) 615–624.
doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.06.122

4.1 Résumé

Les propriétés rhéologiques des bétons autoplaçants (BAP) sont fortement influencées par le volume, la forme et la distribution granulométrique des inclusions solides de son mortier. La compréhension de la rhéologie du mortier est nécessaire pour formuler les mélanges de BAP possédant les propriétés d'écoulement adéquates afin d'assurer une excellente mise en œuvre et un développement adéquat des propriétés à l'état durci. Ce travail traite des propriétés rhéologiques de plusieurs mortiers modèles. La portion pâte du mortier est formulée à l'aide d'une poudre de filler calcaire avec deux rapports eau-poudre (E/P). Les particules de sable de calcaire broyés, de silice et des billes sphériques ont été considérées pour produire les mélanges de mortier. L'influence de la fraction solide, les caractéristiques (forme et granulométrie) des particules sur les propriétés rhéologiques ont été évaluées. Les résultats ont montré que les modèles de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT) sont adéquats pour prédire la viscosité plastique et le seuil d'écoulement statique, respectivement des mélanges de mortiers. D'autre part, la viscosité intrinsèque communément associée à la forme des particules est également fonction du protocole de cisaillement et de la composition de la phase suspendante.

4.2 Abstract

The rheological properties of self-consolidating concrete (SCC) are strongly influenced by the volume, shape, and grading of solid inclusions of its corresponding mortar. Understanding the rheology of the mortar phase is important in the design of SCC with proper flow properties that ensure successful casting and good hardening performance. In this study, the rheological properties of various model mortar mixtures are evaluated. The paste portions of mortar mixtures were proportioned using inert limestone powder with water-to-powder ratios (W/P) of 0.30 and 0.35. Spherical beads, crushed limestone, and siliceous sand particles were used to prepare model mortar mixtures. The influence of solid fraction and particle characteristics, including shape and grading, on rheological properties was evaluated. Test results show that Krieger-Dougherty (KD) and Chateau-Ovarlez-

Trung (COT) models are adequate to predict plastic viscosity and static yield stress, respectively, of the investigated mortar mixtures. On the other hand, the intrinsic viscosity commonly associated with particle shape is found to be a function of shear regime, suspending phase composition, and the rheological model used to describe the flow behavior.

Keywords: Rheological properties, particle characteristics, mortar, prediction models, intrinsic viscosity, static yield stress.

4.3 Introduction

Self-consolidating concrete (SCC) is a multiphasic material containing coarse aggregate particles suspended in mortar. SCC is used in various applications, such as repair, casting of congested sections, and pumping in high-rise buildings. Because of the complexity of achieving SCC mixtures with targeted rheological properties, efforts are needed to better understand the rheology of the suspending mortar phase. For a given aggregate size and grading, the rheology of mortar should be tailored to ensure adequate flow and stability performance.

Cement-based materials, including SCC and its mortar phase, exhibit a yield stress and behave as viscoelastic materials below the yield stress (L'Hermite et Touron, 1948; Roussel *et al.*, 2007; Wallevick, 2003). Above the yield stress, they behave as liquids, and their steady flow behavior is usually well represented either by a Bingham or Herschel-Bulkley (HB) models (Banfill, 1991, 2006; de Larrard *et al.*, 1998; Feys *et al.*, 2008; Schwartzentruber *et al.*, 2004). Various models to predict the rheological properties of concrete, which is simulated as a suspension of solid particles in a fluid phase, have been proposed (De Larrard, 1999; Ildefonse *et al.*, 1997; Krieger et Dougherty, 1959; Legrand, 1982). The complexity in simulating SCC as a multiphase material is due to the wide range of solid particle size as well as the multiple interactions between cement, sand, and coarse aggregate. To overcome this complexity, the flow properties of the suspending phase can be used to predict SCC flow properties (Mahaut *et al.*, 2008). Various analytical and empirical models have been developed to predict the viscosity and yield stress of

concentrated suspensions (Einstein, 1906; Krieger et Dougherty, 1959; Toutou et Roussel, 2006). For example, a powerful semi-empirical model to predict the yield stress of concrete was proposed by de Larrard (De Larrard, 1999). The authors reported that the yield stress is function of the solid volume fraction and packing density of different components of the granular skeleton. Although this model can help explain the flow properties of conventional concrete, it is not suitable for SCC, which contains fewer coarse particles and higher paste volume than conventional concrete. This can therefore lead to underestimating the inter-particle friction. Also, this model is not suitable for mixtures containing more than one binder.

Mahaut et al. (Chateau et Trung, 2007) conducted an experimental study to evaluate the mechanical effect of monodisperse particles on the rheology of yield stress fluid. The study revealed that the relative yield stress value can be predicted using the Chateau-Ovarlez-Trung model (Chateau *et al.*, 2010). A maximum packing density of monodisperse spherical particles of 0.570 (Mahaut *et al.*, 2008) for isotropic dispersion was reported, while Ovarlez et al. (Ovarlez *et al.*, 2006, 2012) proposed a packing density of 0.605 for anisotropic dispersion. On the other hand, Flatt (Flatt et Bowen, 2006) proposed a theoretical model to predict yield stress of cement paste by taking into account particle size distribution, solid volume fractions, and maximum packing density. This model seems to include parameters linked to both mix design parameters and physico-chemical interactions between particles. However, further investigations were required to adapt it to mortar and concrete mixtures (Toutou et Roussel, 2006).

The effects of size, shape, and grading of solid particles on the rheological properties of concrete, mortar, or cement paste are documented in the literature (Chateau et Trung, 2007; Equation, 1995; Erdoğan *et al.*, 2008; Geiker *et al.*, 2002). Westerholm et al. (Westerholm *et al.*, 2008) reported that the shape and volume of fine aggregate particles strongly influence the plastic viscosity of the mortar phase. Recently, Hafid et al. (Hafid *et al.*, 2016) evaluated the effect of morphological parameters of sand particles in water-oil emulsions and revealed that the shape of particles is a dominant morphological parameter affecting the packing density. Although these investigations provided an insight into the effect of sand particles on the rheological properties of mortar, prediction of these properties

remains a complex task. This complexity may be due to the inadequacy of rheological measurement techniques and the wide range of material properties. An alternative way to overcome this complexity is to establish analytical approaches to predict the rheological properties of a given suspension as a function of the solid fraction taking into account the contribution of particle shape and grading. This study considers mortar as a two-phase material in order to evaluate the effect of particle inclusions on the rheology of suspensions. This approach may be useful to understand the influence of aggregate characteristics (shape, size, distribution, and specific surface) and the composition of the suspending phase on the rheological properties of mortar. This approach can then be applied to concrete given the rheology of the suspending phase (i.e. mortar) and aggregate characteristics of the solid fraction.

4.4 Prediction models

4.4.1 Krieger-Dougherty model

The prediction of relative viscosity (dimensionless) of mortar can be described using the Krieger-Dougherty (Krieger et Dougherty, 1959) model, where the paste portion of mortar is considered as a suspending phase and solid particles (sand and beads) as rigid inclusions. The model is described by the following relationship:

$$\frac{\mu_{\varphi}}{\mu_0} = \left(1 - \frac{\varphi}{\varphi_m}\right)^{-[\eta]\varphi_m} \quad (4.1)$$

Where, μ_{φ} is the plastic viscosity of the mortar, μ_0 is the plastic viscosity of the paste portion of mortar, φ is the solid volume concentration of inclusion (i.e. beads or sand particles), φ_m is the maximum volume concentration of solid particles, and $[\eta]$ is the intrinsic viscosity, which is a measure of the effect of individual particles on viscosity and is a function of particle shape. Finally, the parameter φ_m corresponds to the random packing density.

4.4.2 Chateau-Ovarlez-Trung model

The theoretical model developed by Chateau-Ovarlez-Trung (Chateau *et al.*, 2010) was recently employed to predict the evolution of relative static yield stress. This model provides a general relationship between the relative elastic modulus of suspension G_ϕ' / G_0' (G_ϕ' is the elastic modulus of suspension—mortar in this study and G_0' is the elastic modulus of the suspending phase, in this case the paste portion of mortar) and the relative static yield stress τ_ϕ / τ_0 of the same suspension, which consists of a suspension of rigid particles in yield stress fluid (τ_ϕ is the static yield stress of the suspension or mortar phase and τ_0 is the static yield stress of the suspending phase or paste portion of the mortar phase). This model is valid for rigid and non-colloidal inclusions, thus the physico-chemical interactions between paste and particles cannot be considered. Furthermore, the distribution of particles in paste (suspending phase) is assumed to be isotropic. The authors reported that the following relationship fit their experimental results well:

$$\tau_\phi / \tau_0 = \sqrt{(1 - \Phi) G_\phi' / G_0'} \quad (4.2)$$

On the other hand, they found that the Krieger-Dougherty (KD) model best represented the dimensionless elastic modulus of all investigated suspensions, as follows:

$$G_\phi' / G_0' = \left(1 - \frac{\phi}{\phi_m}\right)^{-2.5\phi_m} \quad (4.3)$$

By combining equations (4.2) and (4.3), the Chateau-Ovarlez-Trung (COT) model can be expressed as:

$$\tau_\phi / \tau_0 = \sqrt{(1 - \phi)(1 - \phi / \phi_m)^{-2.5\phi_m}} \quad (4.4)$$

In order to apply this relationship for limestone mortar mixtures containing different types of inclusions, the constant 2.5 is replaced by a fitted coefficient $[\eta]^*$ related to particle characteristics in the same manner as for intrinsic viscosity. In this paper, this coefficient

is referred to as the modified intrinsic viscosity. The modified version of the COT relationship can then be expressed as:

$$\tau_{\varphi}/\tau_0 = \sqrt{(1 - \varphi)(1 - \varphi/\varphi_m)^{-[\eta]^*\varphi_m}} \quad (4.5)$$

The modified intrinsic viscosity can be determined by a nonlinear regression. Also, for a given type of particle, the random dense packing fraction determined experimentally is assumed to be constant. The isotropic assumption initially assumed for static yield stress is also be challenged in this investigation for dynamic yield stress, despite the induced segregation which may occur [18,25].

4.5 Experimental program

4.5.1 Materials

The paste portions of the model mortar mixtures were formulated using a limestone powder where 80% of particles pass a 100 μ m sieve. The chemical and physical properties of limestone powder are summarized in Table 4.1.

Table 4.1 Chemical and physical properties of limestone filler

Chemical analysis	
Calcium carbonate (%)	93
Magnesium carbonate (%)	1.5
Physical properties	
Humidity loss at 100 °C	0.07
Specific gravity	2.71
Loose density (kg/m ³)	480
Compacted density (kg/m ³)	1057

Three different types of solid particles were used to produce the mortar mixtures. This included combinations of 1/3 each of mono-sized spherical glass beads 1, 2, and 3 mm in

diameter. The density of the spherical glass beads was 2.5. Additionally, different crushed limestone aggregate particles 0.60-2.50, 1.25-2.50, and 0.60-1.25 mm in size were used. Siliceous sand particles 0.60-2.5 mm in size were also evaluated. The grading curves of both types of aggregate and limestone powder are summarized in Figure 4.1. The density of crushed limestone and siliceous sand was 2.68 and 2.65, and the water absorption values were 0.45 and 0.50%, respectively. The types of solid particles used in this investigation are illustrated in Figure 4.2. A polycarboxylate-based high-range water-reducing agent (HRWRA) with a specific density of 1.07 and a solid content of 42% was used to achieve self-consolidating properties.

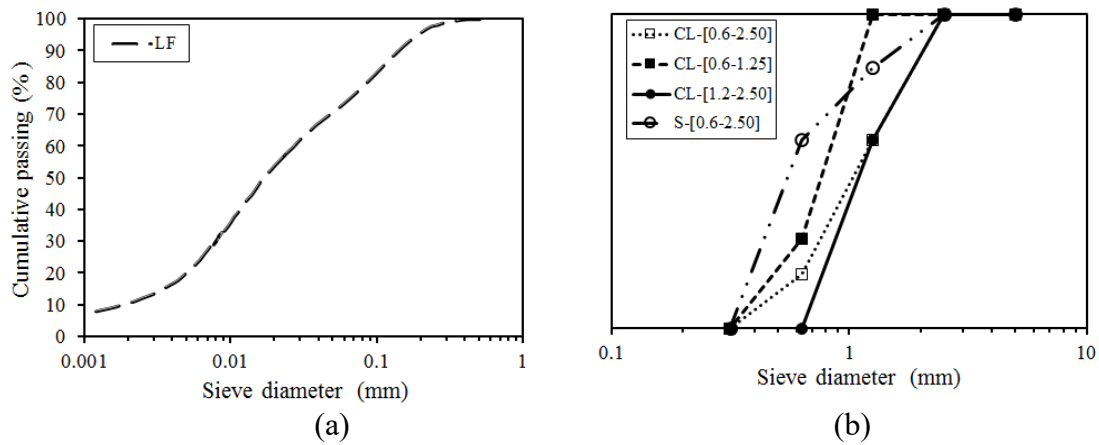


Figure 4.1 Particle size distribution of limestone filler and aggregate particles. (a) LF: Limestone filler (b) GB: Glass beads, CL: Crushed limestone sand, S: Siliceous sand

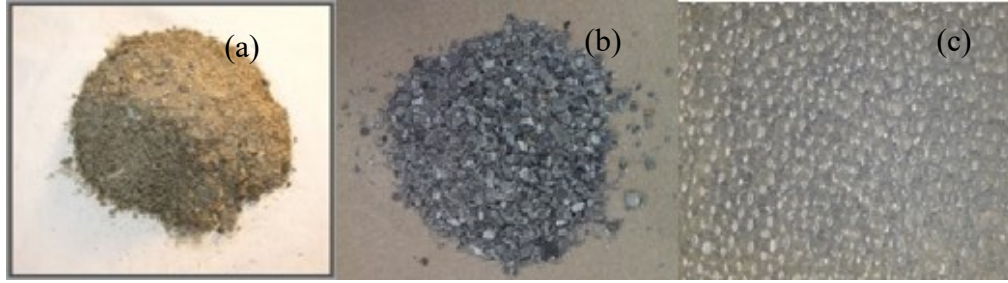


Figure 4.2 Types of particles used: (a) siliceous sand (b) crushed limestone sand (c) spherical glass beads

The particle characteristics, including the specific surface, uniformity (C_u), and curvature (C_c) coefficients are summarized in Table 4.2. It is worth mentioning that the sand was washed on a 316 μm sieve to eliminate dust, then dried in the oven at 50°C for 24 hours and cooled prior to incorporation into paste portions.

Table 4.2 Characteristics of sand types and glass beads

	Crushed limestone sand			Siliceous sand	Spherical beads			
Size (mm)	0.6-2.5	1.25-2.5	0.6-1.25	0.6-2.5	1	2	3	1/3 each
Specific surface (m^2/kg)	2.29	1.89	3.03	3.63	2.55	1.28	0.64	1.48
C_u	2.50	3.40	2.12	1.71	—	—	—	—
C_c	1.07	1.92	1.09	0.96	—	—	—	—

4.5.2 Mix proportioning

The limestone paste was proportioned using two water-to-powder ratios (W/P), by mass, of 0.30 and 0.35. First, the mixtures used to evaluate the effect of particle shape and grading were formulated using a limestone paste proportioned with a W/P of 0.30 and 0.60% HRWRA, by mass, of powder. Mixtures made with 0.35 W/P limestone paste containing 0.53% HRWRA, by mass, of powder, were also used to evaluate the effect of paste composition on the perceived influence of particle shape on the intrinsic and modified intrinsic viscosity values of mortar.

The mixing sequence consisted of mixing water and HRWRA for 15 seconds (s), then pouring the limestone powder into the mixer-bowl and mixing for 120s at low speed. A rest period of 90s was allowed in order to scrape the remaining paste on the bowl edges. After the rest period, final mixing was resumed at high speed for 180s. The temperature of the mixing water was kept at 15°C to ensure constant temperature of the mixtures. At the end of mixing and before introducing the beads or sand, a given limestone paste volume was sampled for rheological measurements.

The mortar mixtures were proportioned given the volumes of paste portion and volume fraction of particle inclusions (beads or sand) to produce a constant mortar volume of 920 ml. Five different volume fractions of solid particles ranging between 0.1 and 0.5 were investigated. The volume fraction was calculated as $V_p / (V_p + V_f)$, where V_p is the particle volume fraction and V_f is the limestone paste volume fraction. The water absorption of sand was considered to ensure a saturated surface state of sand particles. Afterwards, the paste and particles were introduced into the bowl of the rheometer then mixed manually for 60s to secure homogeneous suspension prior to the rheological measurements. The mixture proportions of investigated mortar mixtures are summarized in Table 4.3.

Table 4.3 Mixture proportions of investigated mortar mixtures

Sample volume (mL)	Beads/sand volume fraction (φ)	Paste portion volume fraction	Volume of particles (ml)	Volume of paste portion (ml)	Glass beads (mm)				Crushed limestone (mm)			Siliceous sand (mm)	
					W/P = 0.30								W/P = 0.35
					1	2	3	1/3 each	0.6–1.25	1.25–2.5	0.6–2.5	0.6–2.5	
920	0.1	0.9	92	828	x	x	x	x	x	x	x	x	x
920	0.2	0.8	184	736	x	x	x	x	x	x	x	x	x
920	0.3	0.7	276	644	x	x	x	x	x	x	x	x	x
920	0.4	0.6	368	552	x	x	x	x	x	x	x	x	x
920	0.5	0.5	460	460	x	x	x	x	x	x	x	x	x

x: Investigated mixtures

4.5.3 Shear protocol for rheological measurements

Rheological measurements on paste mixtures were carried out using a coaxial cylinder rheometer. The rheometer has an inner cylinder radius of 13.30 mm and an outer cylinder radius of 14.5 mm providing a gap of 1.2 mm. The inner cylinder is serrated to avoid slippage during measurements. Rheological measurements on limestone mortar were carried out using a ConTec rheometer with inner and outer radii of 50 and 60 mm, respectively. The shearing protocol applied to evaluate the influence of particle characteristics and limestone paste composition for both paste and mortar mixtures consisted of applying a pre-shearing rotational velocity of 0.5 rotations per second (rps) for 30s for limestone paste and 10s for mortar. Then, the rotational velocity was decreased stepwise from 0.5 rps to 0.025 rps over 55s (Mode I, Figure 4.3). At each step, the shear was maintained for a sufficient time to achieve equilibrium. After a 5-minute rest, the static yield stress was measured at a constant shear rate of 0.05 s^{-1} for limestone paste and constant rotational velocity of 0.05 rps for the mortar phase.

The influence of three shearing modes I, II and Log (Figure 4.3 (a)) on rheological parameters of limestone paste was evaluated. Shearing Modes I and II consist of applying a pre-shear at 0.5 rps and 0.7 rps for 30 and 40s, respectively. The rotational speed is then decreased stepwise to 0.025 rps. The shearing mode Log consists of a logarithmic shear procedure corresponding to $\beta * 10^{\alpha t}$ (where the parameters β and α define the ramp profile and t is the time) with an applied maximum pre-shear of 1.3 rps. At the same time, the influence of shearing mode on rheological parameters of limestone mortar was conducted using the shear protocol shown in Figure 4.3(b), where two different maximum rotational velocity values of 0.5 and 0.7 rps were used. The shearing protocols used for limestone paste and mortar are described in Table 4.4.

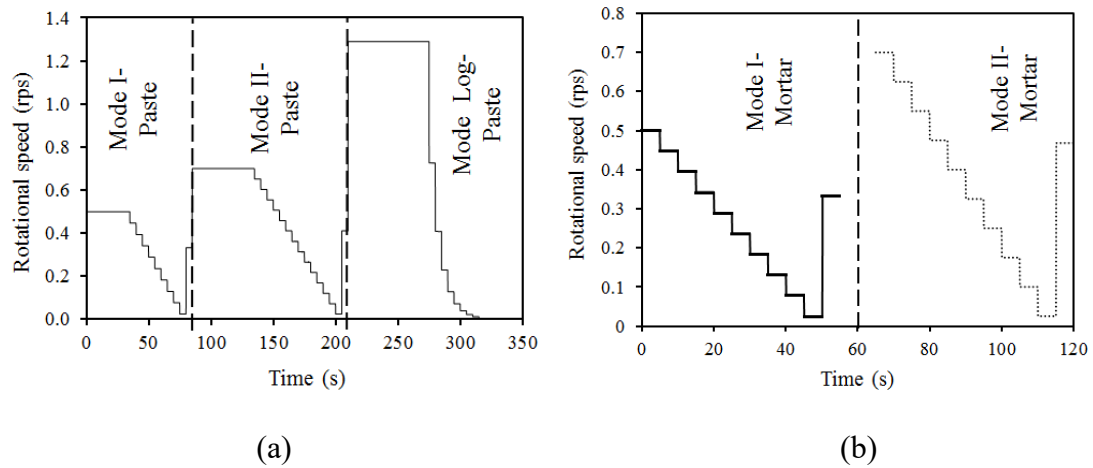


Figure 4.3 Shearing protocols used for (a) paste (linear and logarithmic modes) (b) mortar (linear mode)

Table 4.4 Description of shear modes

Scale	Name	Description	Max shear	Min shear
Paste	<i>Mode – I – Paste</i>	Linear shear rate ramp	0.50 rps	0.025
	<i>Mode – II – Paste</i>		0.70 rps	0.025
	<i>Mode – Log – Paste</i>	Logarithmic shear rate ramp	1.29 rps	0.0017
	<i>SY* – Paste</i>	static yield stress	0.05 s ⁻¹	–
Mortar	<i>Mode – I – Mortar</i>	Linear shear rate ramp	0.50 rps	0.025 rps
	<i>Mode – II – Mortar</i>		0.70 rps	0.025 rps
	<i>SY* – Mortar</i>	Static yield stress	0.05 rps	

*: Static yield stress

4.6 Results and discussion

4.6.1 Influence of particle shape and grading on relative viscosity

The packing density of crushed limestone aggregate and siliceous sand particles was determined using the experimental procedure described by Nordtest (Nordtest, 1994) and Kabagire et al. (Kabagire *et al.*, 2015). The test procedure consists in subjecting 1300 g of aggregate to coupled rotational shear and normal pressure of 20 kPa for 300

cycles. The packing density (random packing density) is calculated as the ratio between the dry rodded density (ρ_s) and the specific density of aggregate (ρ_{st}) as follows:

$$\varphi_m = \frac{\rho_s}{\rho_{st}} \quad (4.6)$$

On the other hand, the packing density of spherical glass beads was determined using a vibrating table as described in de Larrard (De Larrard, 1999). The results obtained are summarized in Table 4.5. As expected, the measured packing density value is a function of the shape of particles and grading. It can be seen that the combination of three different sizes of glass beads (1/3 each) resulted in the highest packing density (0.68). The packing density values of particles will facilitate the determination of intrinsic and modified intrinsic viscosity by nonlinear regression. This allows an adequate evaluation of the influence of particle shape on the rheological properties of suspensions.

Table 4.5 Experimental packing density values

	Crushed limestone sand			Siliceous sand	Spherical beads			
Size (mm)	0.6–2.5	1.25–2.5	0.6–1.25	0.6–2.5	1	2	3	1/3 each
Experimental packing density (φ_m) *	0.64	0.63	0.62	0.63	0.65	0.65	0.65	0.68

*Random packing density or experimental packing density

The relative values of plastic viscosity of mortar mixtures proportioned with different aggregate types are fitted using the Krieger-Dougherty model. The main advantage of deducing only one parameter (i.e. intrinsic viscosity) by nonlinear regression is that it ensures better precision when evaluating the influence of particle shape on the rheological properties of mortar.

As expected, mortar mixtures made with sand particles showed relatively higher relative plastic viscosity than those made with spherical beads (Figure 4.4). Furthermore, for a given particle shape (spherical, crushed), the size and packing density did not show a significant effect on the relative plastic viscosity of mortar. This is in agreement with reported data that the effect of particle size is dominant only in the

case of colloidal suspensions, while this effect is negligible for non-colloidal suspensions (Wagner et Mewis, 2013). For a given particle size range, for instance 0.6–2.5 mm, the use of siliceous sand resulted in relatively higher relative plastic viscosity values than those obtained with crushed limestone sand. This may be attributed to the irregular shape of siliceous sand particles and a higher specific surface area compared to crushed limestone sand particles. Furthermore, the specific surface did not influence the relative viscosity, regardless of the type of particle.

As can be observed in Figure 4.4, the evolution of relative viscosity with volume fraction becomes more significant for volume fractions greater than 0.30 and reaches a divergent value around 0.50. Below a volume fraction of 0.30, which corresponds to a dilute suspension, the particle volume content does not significantly affect the relative plastic viscosity of mortar mixtures. Also, the fact that all spherical beads possess nearly the same trend of relative viscosity evolution implies comparable values of intrinsic viscosity of approximately 3.0 as shown in Table 4.6. This value is higher than the well-known value of 2.5 for spherical particles in a dilute Newtonian solution (Einstein, 1906). This may be due to the non-Newtonian behavior of the suspending phase and the shearing regime applied to determine rheological measurements. This behavior may also be due to the higher solid concentration of investigated mixtures compared to those associated with Einstein's value. In the case of crushed limestone sand particles, a value of 4.5 ± 0.1 for intrinsic viscosity was obtained. On the other hand, the siliceous sand particles showed the highest intrinsic viscosity value at 5.9 which is an indication that above a volume fraction of 0.30 this type of particle has the most effect on viscosity (Figure 4.4(b)).

The Krieger-Dougherty model was successfully used to describe the evolution of relative plastic viscosity of limestone mortar mixtures. The results obtained showed that particle shape is one of the main parameters affecting the viscosity of suspensions, while the size and grading of particles did not show a significant effect.

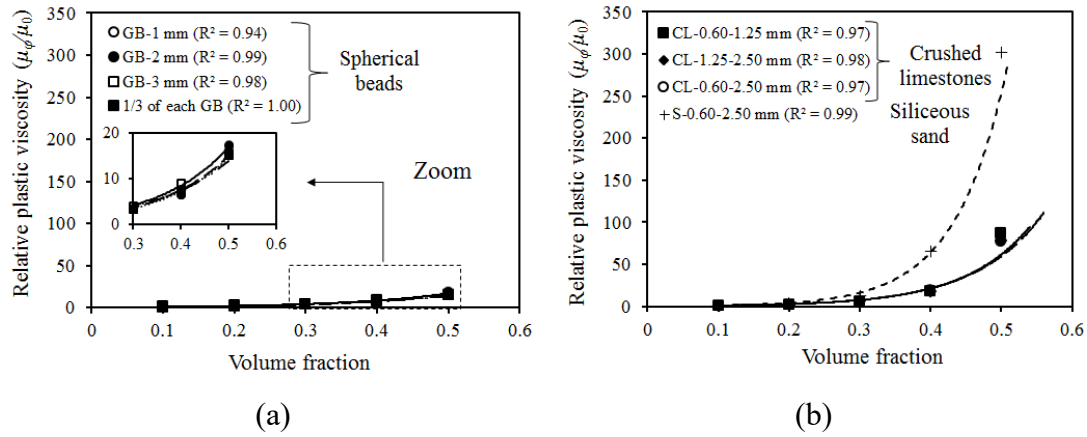


Figure 4.4 Variation of relative plastic viscosity of mortar mixtures with volume fraction. (a) Glass beads (GB) (b) Crushed limestone sand (CL) and Siliceous sand (S)

In order to take into consideration the nonlinearity of rheological behavior observed with limestone mortar mixtures, particularly those proportioned with a volume fraction higher than 0.30, the Herschel-Bulkley (HB) consistency index (K) was employed to fit the KD model. The fitted intrinsic viscosity values obtained using the consistency index were lower than those obtained in the case of the relative plastic viscosity (Table 4.6). Moreover, in the case of glass bead particles, the average value of intrinsic viscosity was equivalent to the well-known value of 2.5. This can be explained by the fact that plastic viscosity values considered for a volume fraction higher than 0.30 overestimate the viscosity of mixtures due to nonlinearity. The same trend is also observed for sand particles, where lower values of intrinsic viscosity were obtained using the nonlinear HB model, which resulted in more accurate fitting.

Table 4.6 Intrinsic viscosity of particles determined by regression analysis based on plastic viscosity and consistency index parameters

	Crushed limestone sand			Siliceous sand	Spherical beads			
Size (mm)	0.6–2.5	1.25–2.5	0.6–1.25	0.6–2.5	1	2	3	1/3 each
Plastic viscosity (Bingham rheological model)								
$[\eta]$ (KD)	4.5	4.5	4.4	5.9	3.0	3.0	3.0	3.0
Average $[\eta]$ (KD)	4.5 ± 0.10			5.9	3.0 ± 0.04			
Consistency index (Herschel-Bulkley rheological model)								
$[\eta]$ (KD)	3.1	3.7	3.4	6.5	2.8	2.3	2.7	2.5
Average $[\eta]$ (KD)	3.4 ± 0.2			6.5	2.5 ± 0.2			

4.6.2 Influence of particle shape and grading on relative yield stress

The relative static yield stress values of mortar mixtures made with spherical beads and sand particles are described using the Chateau-Ovarlez-Trung model (COT). As shown in Figure 4.5, good correlations between the relative static yield stress and volume fraction of particles are observed ($R^2 > 0.79$), regardless of the type of particle. In the case of spherical beads, the estimated average value of modified intrinsic viscosity is 3.6 ± 0.32 (Table 4.7). This value is significantly higher than the one obtained for intrinsic viscosity determined using the Krieger-Dougherty model (Table 4.6). It can also be observed that in the case of the COT model, higher variation of modified intrinsic viscosity values is seen for a given type of particle (spherical beads or crushed limestone aggregates). This can be explained by the high sensitivity of yield stress measurements.

The effect of particle size appears to be greater in the case of spherical beads. Beyond a volume fraction of 0.30, higher relative static yield stress is observed for larger particles. This effect is also observed in the case of crushed limestone, especially for a volume fraction higher than 0.1. In the case of crushed limestone aggregate, grading may also have an influence on relative static yield stress evolution. For example, mortar mixtures made with particles ranging between 0.6 and 1.25 mm showed higher relative static yield stress values (Figure 4.5b) compared to the other grading fractions. Grading properties such as the uniformity coefficient may explain this behavior. Indeed, the 0.60-1.25 mm crushed aggregate showed a narrower grading curve ($C_u = 2.12$) compared to other crushed limestone particles. On the other hand, mortar mixtures made with siliceous sand showed the highest relative static yield stress, which may be attributed to the lowest uniformity coefficient ($C_u = 1.71$).

The dynamic yield stress obtained using shear mode I was used to evaluate the influence of particle content on the evolution of relative dynamic yield stress of mortar. As expected, the modified intrinsic viscosity values obtained for dynamic yield stress are lower than those of static yield stress values. This may be due to the shear-induced effect that takes place while performing dynamic rheological measurements. This finding is in agreement with that of Hafid et al. (Hafid *et al.*, 2015), who reported that induced segregation was among the artefacts observed in rheological measurements of concrete. The lower values of modified intrinsic viscosity obtained for spherical beads

(Table 4.7) compared to those for irregularly shaped sand particles is evidence of the shear-induced effect. The fact that spherical monodisperse beads may experience considerable segregation compared to other types of particles is attributed to the spherical shape and to poorly distributed grading leading to a lower lattice effect (Esmailkhanian *et al.*, 2017).

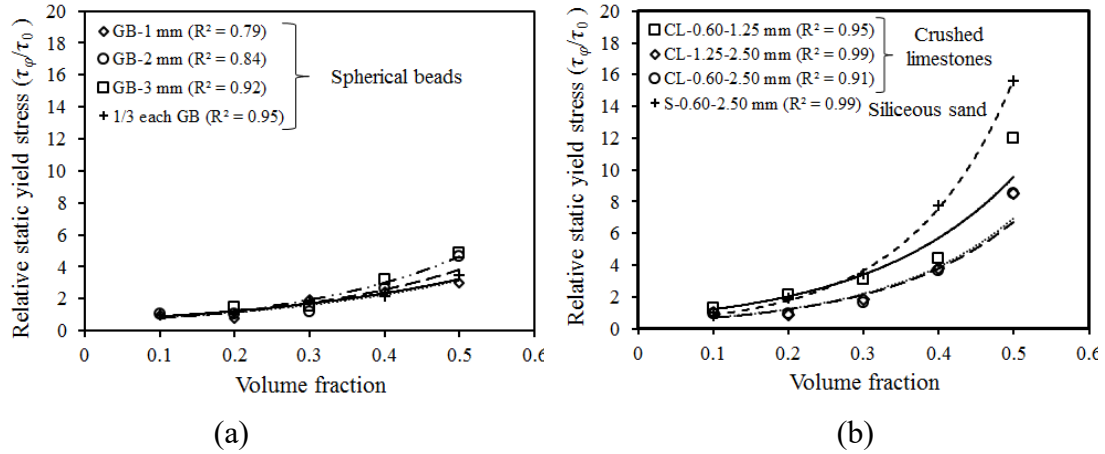


Figure 4.5 Variation of relative static yield stress of mortar mixtures with particle volume fraction content. (a) Glass beads (GB) (b) Crushed limestone sand (CL) Siliceous sand (S)

Table 4.7 Modified intrinsic viscosity of particles determined by Chateau-Ovarlez-Trung model

	Crushed limestone sand			Siliceous sand	Spherical beads			
Size (mm)	0.6-2.5	1.25-2.5	0.6-1.25	0.6-2.5	1	2	3	1/3 each
$[\eta]^*$	5.0	5.0	5.5	6.6	3.1	3.9	4.0	3.5
Mean $[\eta]^*$	5.2 ± 0.22			6.6	3.6 ± 0.32			
$[\eta]^* - \text{Dyn}$	3.7	4.5	4.8	5.1	1.6	1.5	2.2	1.7
Mean $[\eta]^* - \text{Dyn}$	4.3 ± 0.42			5.1	1.7 ± 0.22			

4.6.3 Effect of shearing procedures on intrinsic and modified intrinsic viscosity values

4.6.3.1 Rheology of limestone paste

The rheological flow curves of limestone paste were determined using the three shear modes described in section 4.3.3. Both the Bingham and Herschel-Bulkley (HB)

models were used to fit the flow curve data. This allows assessment of different shear modes on dynamic yield stress, plastic viscosity, consistency index (K), and flow index (n). All measurements were performed following the same sequence chronology to ensure reproducibility.

The rheological properties obtained are summarized in Table 4.8. It can be seen that the Bingham model is not suitable to describe the rheological behavior of 0.30 W/P limestone paste containing HRWRA and sheared using a logarithmic ramp procedure. Roussel (Roussel, 2011) report that the logarithmic shearing mode is suitable for characterizing the rheological behavior of cementitious material and limestone mixtures. Indeed, use of the linear Bingham rheological model to fit data obtained under a logarithmic shear mode resulted in different rheological parameters from those obtained under linear shear modes (0.7 Pa and 2.4 Pa.s versus 9.7 Pa and 0.7 Pa.s). On the other hand, use of the HB model resulted in similar yield stress but a different flow index compared with linear shear modes. Furthermore, the behavior changed from shear thickening to shear thinning ($n = 1.3$ for linear shear protocol and 1.0 for logarithmic shear protocol). The static yield stress is equivalent to the peak value of stress as shown in Figure 4.6. After reaching the maximum (peak) stress value of approximately 14 Pa, the progressive destruction of structure takes place reaching equilibrium around 8.5 Pa. The peak value corresponds to brittle structure and is attributed to a certain time-dependent phenomenon (Fourmentin *et al.*, 2015).

In the case of linear shear modes, the use of a higher shear (0.7 instead of 0.5 rps) resulted in a greater difference between dynamic yield stress values when the Bingham model is used to fit the experimental data. However, in the case of the HB model, similar values were obtained. This may suggest that the HB model may ensure reproducible rheological parameter values.

Table 4.8 Rheological properties of limestone paste mixtures determined using different shear protocols

Procedures	Bingham		HB			Static yield stress (Pa)
	Dynamic yield stress (Pa)	Plastic viscosity (Pa.s)	Dynamic yield stress (Pa)	K	n	
<i>Mode-I-P</i>	$11.0 \pm 0.9^*$	0.6 ± 0.05	12.8 ± 1.0	0.2 ± 0.03	1.3 ± 0.01	—
<i>Mode-II-P</i>	9.7 ± 0.7	0.7 ± 0.08	13.0 ± 1.1	0.2 ± 0.01	1.3 ± 0.01	—
<i>Mode-Log-P</i>	0.7 ± 0.6	2.4 ± 0.30	9.4 ± 0.5	1.4 ± 0.50	1.0 ± 0.07	—
<i>SY-P</i>	—	—	—	—	—	14.5 ± 1.5

*Standard deviation is determined on 5 different mixtures.

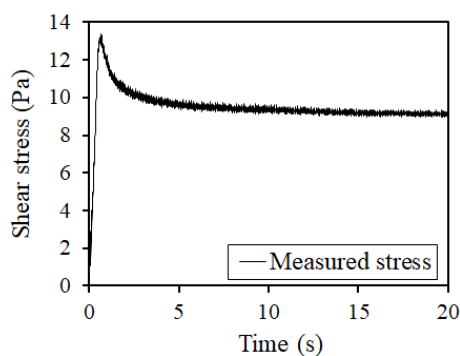


Figure 4.6 Typical static shear stress response of limestone paste

4.6.3.2 Rheology of limestone mortar and effect of shear modes on change in rheological-parameters

The limestone paste used to proportion the mortar mixtures was made with a W/P of 0.30 and 0.64%, by mass, of HRWRA powder, and 5 different volume fractions of siliceous sand particles (0.6-2.5 mm) ranging between 0.1 and 0.5. The rheology of the mortar mixture was determined using shear modes I and II (Figure 4.3b). Furthermore, the static yield stress was determined by following the evolution of shear stress under a constant rotational shear of 0.05 rps. Before performing static yield stress measurements, the mixture was allowed a rest period of 5 minutes in the rheometer bowl. A typical static yield stress response is presented in Figure 4.7.

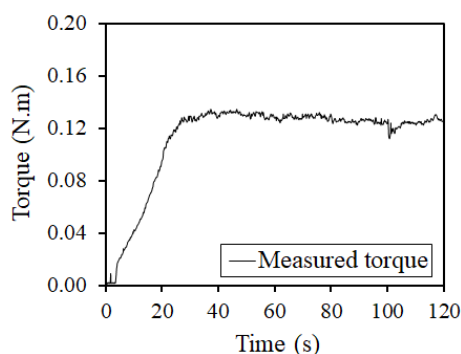


Figure 4.7 Typical static yield stress response of mortar mixtures

The rheological parameters of mortar mixtures are determined using the Reiner-Rivlin equations for the Bingham model and the Couette inverse problem solution for the Herschel-Bulkley model (Heirman *et al.*, 2009). Test results revealed that very few points of the flow curve did not reach an equilibrium state, especially at high rotational velocity. These points were excluded from the flow curve. As can be seen in Table 4.9, the increase in solid fraction resulted in higher rheological parameters ($\tau_{0,B}$ and μ_{pl} for Bingham, and $\tau_{0,HB}$, K , and n for HB models), regardless of the shear mode applied. On the other hand, in the case of shear mode I, both the Bingham and HB models resulted in comparable yield stress values, especially for the mixtures proportioned with a solid fraction up to 20%. In the case of higher solid fractions, relatively higher yield stress is obtained with the HB model compared to the Bingham model. Furthermore, more pronounced shear thickening behavior (i.e. higher n values) is observed with higher solid fractions.

Table 4.9 Rheological properties of 0.30 W/P limestone mortar mixtures made with siliceous sand particles (0.6 – 2.5 mm)

Shear mode for mortar	Solid fraction	Bingham		HB		
		Dynamic Yield stress (Pa)	Plastic viscosity (Pa.s)	Dynamic Yield stress (Pa)	K	n
<i>Mode-I-M</i>	0.10	12.2	0.74	12.2	0.65	1.05
<i>Mode-I-M</i>	0.20	21.4	2.50	23.2	1.59	1.15
<i>Mode-I-M</i>	0.30	27.6	6.40	33.90	2.41	1.40
<i>Mode-II-M</i>	0.10	12.2	0.81	12.50	0.67	1.06
<i>Mode-II-M</i>	0.20	22.3	4.62	29.90	1.35	1.42
<i>Mode-II-M</i>	0.30	35.00	10.4	47.19	1.92	1.55

As expected, test results indicated that rheological parameters are dependent on the shear protocol applied, regardless of the model used to fit the flow curve data. Indeed, similar to limestone paste mixtures, using high rotational shear mode resulted in relatively higher plastic viscosity values of limestone mortar mixtures. It is worth mentioning that rheological parameters obtained for limestone paste and mortar mixtures using shear modes I and II were used to estimate intrinsic and modified intrinsic viscosity using KD and COT prediction models, respectively.

As shown in Table 4.10, the fitted intrinsic and modified intrinsic viscosity values determined for siliceous sand particles are sensitive to the shear mode employed to assess rheological measurements of both suspending fluid and suspension. Indeed, when the suspending fluid was sheared at lower rotational speed than the suspension (0.5 vs 0.7 rps), the fitted intrinsic viscosity was 8.0. This value decreased to 5.9 when both suspensions were sheared at the same maximum rotational speed of 0.5 rps. However, a value of 6.4 was obtained in the case of a higher rotational speed of 0.7 rps. This value decreased to 5.6 when the suspension was sheared at a higher rotational speed of 0.7 rps while the paste was sheared at 0.5 rps. The results obtained revealed that intrinsic and modified intrinsic viscosity values can express the influence of both the shear and particle shape.

As previously mentioned, the modified intrinsic viscosity values determined by fitting static yield stress using the COT model appear to be higher than those determined by using the dynamic yield stress. These results can be explained by the fact that static yield stress measurements are carried out after a 5-minute rest period, which can result in certain physical build-up of suspensions. Moreover, the linear shear mode procedure used to assess the flow curve for estimating the dynamic yield stress may cause a shear-induced effect resulting in lower yield stress values of the suspensions. This unavoidable phenomenon may occur very quickly in mortar and concrete mixtures when dynamic rheological measurements are performed (Hafid *et al.*, 2015).

Determination of intrinsic viscosity using the HB consistency index resulted in different values than those determined using Bingham plastic viscosity. This is probably due to the fact that the HB model take into consideration the nonlinear behavior observed with some mixtures. Therefore, the variation of intrinsic viscosity due to the shearing modes

observed with the HB consistency index is slightly lower than that observed with Bingham plastic viscosity. Moreover, the HB rheological parameters determined on paste portions of limestone mortar showed less variation when linear shear modes I and II were applied.

Table 4.10 Intrinsic and modified intrinsic viscosity values of siliceous sand obtained for different shear modes

Shear Protocol	<i>mode-I-M/mode-I-P</i>			<i>mode-I-M/mode-II-P</i>			<i>mode-II-M/mode-I-P</i>			<i>mode-II-M/mode-II-P</i>			<i>SY-M/SY-P</i>
Model	KD ($\frac{\mu_\phi}{\mu_0}$)	COT ($\frac{\tau_\phi}{\tau_0}$)	KD (K index)	KD ($\frac{\mu_\phi}{\mu_0}$)	COT ($\frac{\tau_\phi}{\tau_0}$)	KD (K index)	KD ($\frac{\mu_\phi}{\mu_0}$)	COT ($\frac{\tau_\phi}{\tau_0}$)	KD (K index)	KD ($\frac{\mu_\phi}{\mu_0}$)	COT ($\frac{\tau_\phi}{\tau_0}$)	KD (K index)	COT ($\frac{\tau_\phi}{\tau_0}$)
$[\eta]$	5.9	—	6.6	5.6	—	6.7	8.0	—	5.5	6.4	—	6.0	—
$[\eta]^*$		5.7	—	—	6.3	—	—	4.2	—	—	5.0	—	6.6

4.6.4 Effect of powder concentration in the suspending fluid (W/P) on perceived effect of sand particles

In addition to 0.30 W/P limestone paste mixtures, an additional paste proportioned with W/P of 0.35 and 5.3% by mass of HRWRA powder was used to assess the influence of suspending phase composition on both intrinsic and modified intrinsic viscosity values. The rheological properties of both paste mixtures are given in Table 4.11. These paste mixtures were then used to proportion mortars containing various solid fractions ranging between 0.1 and 0.5 of siliceous sand particles (0.6-2.5 mm).

As can be observed in Figure 4.8(a), the perceived effect of sand particles on relative plastic viscosity is function of solid concentration and dispersion of suspending fluid (i.e. paste packing density). This is particularly important for sand volume fraction greater than 0.30.

The wet packing density of paste is a function of powder content, the shape, size, and distribution of particles, and their dispersion state, i.e. presence of HRWRA. The 0.30 and 0.35 W/P suspending paste mixtures were designed to achieve comparable plastic viscosity values by optimizing the HRWRA content. The values of the intrinsic viscosity of siliceous sand particles are 5.9 and 4.3 for W/P of 0.30 and 0.35 mortar mixtures, respectively. The higher value obtained with 0.30 W/P mixtures compared to that obtained with 0.35 W/P is due to higher packing density of 0.30 W/P suspending phase (paste portion) (Wong et Kwan, 2008). The perceived effect of sand particles in

mortar mixtures is influenced by the dispersion state of paste portions, which is a function of the powder content and HRWRA dosage.

The relative static yield stress is not significantly affected by the dispersion state of suspending phase, as shown in Figure 8b. Note that the rheological properties of 0.30 W/P paste mixtures are higher than those obtained with 0.35 W/P mixtures (Table 4.11). However, the relative static yield stress values are similar, reflecting a comparable contribution of sand particles on static yield stress, regardless of the rheology of the suspending phase. Based on this result, the hypothesis of the COT model suggesting that only a mechanical contribution of non-colloidal particles affects the evolution of static yield stress is therefore confirmed. On the other hand, the values determined for the modified intrinsic viscosity of siliceous sand for both W/P mortar mixtures are almost the same. Furthermore, the evolution of relative static yield stress follows similar trends (6.5 for a W/P of 0.35 and 6.6 for a W/P of 0.30).

Table 4.11 Rheological properties of 0.30 and 0.35 W/P limestone paste mixtures

W/P	Shear protocol	Bingham		Herschel-Bulkley			Static yield stress (Pa)
		Yield stress (Pa)	Plastic viscosity (Pa. s)	Yield stress (Pa)	K	n	
0.35	<i>SY-P</i>	—	—	—	—	—	6.8 ± 1.2
	<i>Mode-I-P</i>	7.3 ± 1.5*	0.50 ± 0.1	9.0 ± 1.5	0.19 ± 0.07	1.2 ± 0.06	—
0.30	<i>Mode-I-P</i>	11.0 ± 0.9	0.6 ± 0.05	12.8 ± 1.0	0.20 ± 0.03	1.3 ± 0.01	—
	<i>SY-P</i>	—	—	—	—	—	14.5 ± 1.5

*Average value of 5 limestone paste mixtures

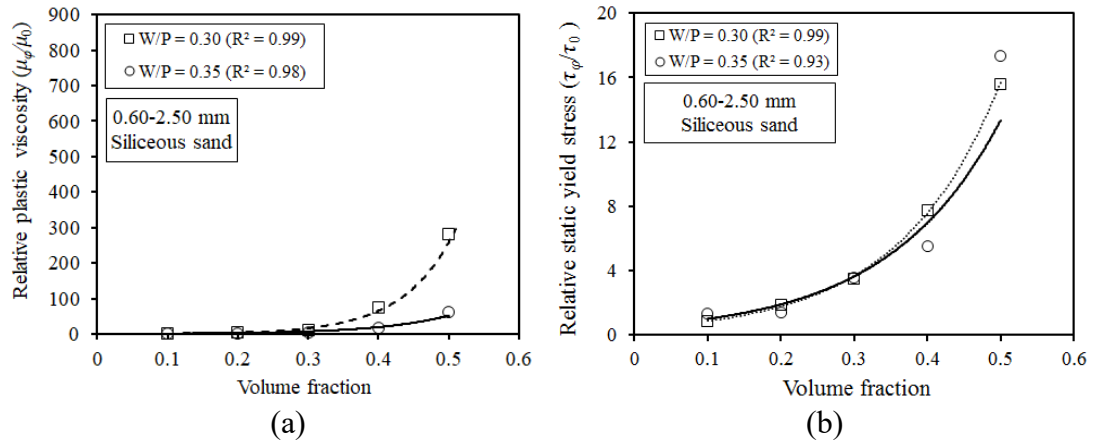


Figure 4.8 Variation of the relative plastic viscosity with volume fraction: (a) relative plastic viscosity (b) relative static yield stress

For a volume fraction higher than 0.30, mortar mixtures showed a nonlinear rheological behavior. This suggests that the divergence of relative viscosity observed beyond a volume fraction of 0.30, as illustrated in Figure 8a, is mainly due to the concentration and dispersion state of the suspending phase rather than to the rheological model (linear vs nonlinear). Thereafter, the relative viscosity is replaced by the relative consistency index, and the resulting behavior is illustrated in Figure 4.9. Although both suspending phases (i.e. 0.35 and 0.30 W/P) are described using the HB nonlinear model, divergence of the consistency index is mostly influenced by the particle content of the suspension. The impact of the suspending phase composition appears at a higher volume fraction of 0.30. This may be attributed to the shear thickening effect that can take place.

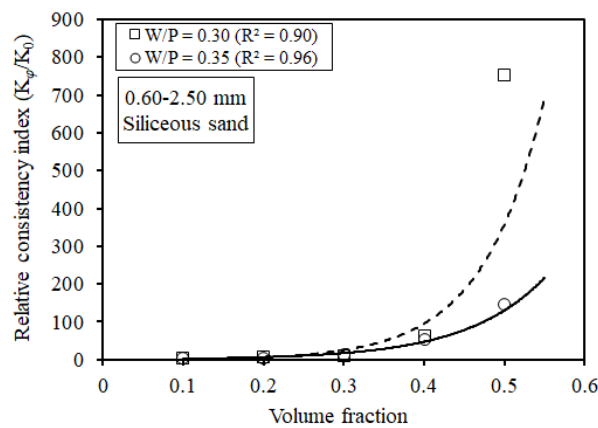


Figure 4.9 Variation of the relative consistency index with volume fraction of solid particles

4.7 Conclusions

Rheological measurements of limestone filler paste and mortar mixtures were carried out to investigate the effect of volume and particle inclusion characteristics. In the case of static yield stress measurements, the time dependency should be considered. Furthermore, the flow index (n) of the Herschel-Bulkley model is very dependent on the shearing mode (linear vs. logarithm).

Test results showed that particle characteristics can be evaluated using the Krieger-Dougherty and Chateau-Ovarlez-Trung models by determining intrinsic and modified intrinsic viscosity values, respectively. Higher values of intrinsic and modified intrinsic viscosity reflect a greater influence of shape and grading of particles on viscosity, consistency index, and yield stress. In general, the use of solid content lower than 30% did not have a significant effect on rheological properties of suspensions. Nevertheless, the values of the fitted intrinsic and modified intrinsic viscosity are very dependent on the model used to fit the flow curve and estimate rheological parameters.

The Herschel-Bulkley model better describes the rheological behavior of mixtures containing more than 30% solid particle inclusion. The observed nonlinear and shear-thickening behaviors are mainly attributed to both suspending phase and higher volume of sand particles. On the other hand, the shearing mode considerably affects the fitted values of intrinsic and modified intrinsic viscosity. Therefore, the effect of particle shape can be properly evaluated for a well-defined shearing regime.

The Chateau-Ovarlez-Trung model applied for dynamic yield stress revealed that the shear-induced phenomenon can lower the modified intrinsic viscosity. This phenomenon is inevitable while performing dynamic rheological measurements on mortar or concrete mixtures.

Test results showed that the paste composition influences the perceived effect of aggregate shape characteristics on intrinsic and modified intrinsic viscosity values, regardless of the model used to describe the flow curve. However, in the case of static yield stress, this effect appears to be negligible for the Chateau-Ovarlez-Trung model.

4.8 Acknowledgments

This research was supported by the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC) and the Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ). The authors are very grateful for their financial support.

4.9 References

- Banfill, P. F. G. (1991) The rheology of fresh mortar. *Magazine of Concrete Research*, vol. 43, n°154, p. 13-21.
- Banfill, P. F. G. (2006) *Rheology of Fresh Cement and Concrete*. Rheology Review (Vol. 2006). CRC Press.
- Chateau, X., Ovarlez, G. et Trung, K. L. (2010) Homogenization approach to the behavior of suspensions of noncolloidal particles in yield stress fluids. *Journal of Rheology*, vol. 52, n°2, p. 489-506.
- Chateau, X. et Trung, K. L. (2007) Suspension de particules dans un fluide à seuil : approche micromécanique. 18eme Congrès Français de Mécanique, n°2002, p. 27-31.
- De Larrard, F. (1999) *Concrete mixture proportioning: a scientific approach*. Londres, UK.
- de Larrard, F., Ferraris, C. F. et Sedran, T. (1998) Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material. *Materials and Structures*, vol. 31, n°7, p. 494-498.
- Einstein, A. (1906) A new determination of molecular dimensions. *Ann. Phys*, vol. 19, n°2, p. 289-306.
- Equation, K. (1995) Viscosity of Portland Cement Paste as a Function of Concentration Krieger-Dougherty Equation. *Advanced Cement Based Materials*, vol. 7355, n°2, p. 62-69.
- Erdoğan, S. T., Martys, N. S., Ferraris, C. F. et Fowler, D. W. (2008) Influence of the shape and roughness of inclusions on the rheological properties of a cementitious suspension. *Cement and Concrete Composites*, vol. 30, n°5, p. 393-402.
- Esmailkhanian, B., Diederich, P., Khayat, K. H., Yahia, A. et Wallevik, H. (2017)

- Influence of particle lattice effect on stability of suspensions: application to self-consolidating concrete. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 50, n°1.
- Feys, D., Verhoeven, R. et De Schutter, G. (2008) Fresh self compacting concrete, a shear thickening material. *Cement and Concrete Research*, vol. 38, n°7, p. 920-929.
- Flatt, R. J. et Bowen, P. (2006) Yodel: A yield stress model for suspensions. *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 89, n°4, p. 1244-1256.
- Fourmentin, M., Ovarlez, G., Faure, P., Peter, U., Lesueur, D., Daviller, D. et Coussot, P. (2015) Rheology of lime paste—a comparison with cement paste. *Rheologica Acta*, vol. 54, n°7, p. 647-656.
- Geiker, M. R., Brandl, M., Thrane, L. N., Bager, D. H. et Wallevik, O. (2002) The effect of measuring procedure on the apparent rheological properties of self-compacting concrete. *Cement and Concrete Research*, vol. 32, n°11, p. 1791-1795.
- Hafid, H., Ovarlez, G., Toussaint, F., Jezequel, P. H. et Roussel, N. (2015) Assessment of potential concrete and mortar rheometry artifacts using magnetic resonance imaging. *Cement and Concrete Research*, vol. 71, p. 29-35.
- Hafid, H., Ovarlez, G., Toussaint, F., Jezequel, P. H. et Roussel, N. (2016) Effect of particle morphological parameters on sand grains packing properties and rheology of model mortars. *Cement and Concrete Research*, vol. 80, p. 44-51.
- Heirman, G., Hendrickx, R., Vandewalle, L., Van Gemert, D., Feys, D., De Schutter, G., Desmet, B. et Vantomme, J. (2009) Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer. Part II. Influence of mineral additions and chemical admixtures on the shear thickening flow behaviour. *Cement and Concrete Research*, vol. 39, n°3, p. 171-181.
- Ildefonse, B., Allain, C. et Coussot, P. (1997) Des grands écoulements naturels à la dynamique du tas de sable.
- Kabagire, D., Diederich, P. et Yahia, A. (2015) New insight into the equivalent concrete mortar approach for self-consolidating concrete. *Journal of Sustainable Cement-*

- Based Materials, vol. 4, n°3, p. 215-224.
- Krieger, I. M. et Dougherty, T. J. (1959) A Mechanism for Non-Newtonian Flow in Suspensions of Rigid Spheres. Transactions of the Society of Rheology, vol. 3, n°1, p. 137-152.
- L'Hermite, R. et Tournon, G. (1948) The rheology of fresh concrete and vibration. Cement and concrete research.
- Legrand, C. (1982) La structure des suspensions de ciment. Le Béton hydraulique, Ed. de l'ENPC, Paris. Thèse de doctorat, ENPC, Paris.
- Mahaut, F., Mokéddem, S., Chateau, X., Roussel, N. et Ovarlez, G. (2008) Effect of coarse particle volume fraction on the yield stress and thixotropy of cementitious materials. Cement and Concrete Research, vol. 38, n°11, p. 1276-1285.
- Nordtest (1994) Nordtest Method (NT BUILD 427) for Fresh Concrete: Compactibility with IC-tester. Nordtest Scandinavian Institution, n°Espoo, p. 1-4.
- Ovarlez, G., Bertrand, F., Coussot, P. et Chateau, X. (2012) Shear-induced sedimentation in yield stress fluids. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, vol. 177-178, p. 19-28.
- Ovarlez, G., Bertrand, F. et Rodts, S. (2006) Local determination of the constitutive law of a dense suspension of noncolloidal particles through magnetic resonance imaging. Journal of Rheology, vol. 50, n°3, p. 259-292.
- Roussel, N. (2011) Understanding the rheology of cement.
- Roussel, N., Geiker, M. R., Dufour, F., Thrane, L. N. et Szabo, P. (2007) Computational modeling of concrete flow: General overview. Cement and Concrete Research, vol. 37, n°9, p. 1298-1307.
- Schwartzentruber, L. D., Roy, R. L. et Cordin, J. (2004) Rheological behaviour of fresh cement paste formulated from self compacting concrete. Cement and Concrete Research, vol. 36, n°7, p. 1203-1213.
- Toutou, Z. et Roussel, N. (2006) Multi scale experimental study of concrete rheology: From water scale to gravel scale. Materials and Structures/Materiaux et Constructions, vol. 39, n°286, p. 189-199.
- Wagner, N. et Mewis, J. (2013) Colloidal Suspension Rheology. Journal of Chemical

Information and Modeling (Vol. 53).

Wallewick, J. E. (2003) Rheology of particle suspension: fresh concrete, mortar and cement paste with various types of lignosulfates.

Westerholm, M., Lagerblad, B., Silfwerbrand, J. et Forssberg, E. (2008) Influence of fine aggregate characteristics on the rheological properties of mortars. Cement and Concrete Composites, vol. 30, n°4, p. 274-282.

Wong, H. H. C. et Kwan, A. K. H. (2008) Packing density of cementitious materials: Part 1-measurement using a wet packing method. Materials and Structures/Materiaux et Constructions, vol. 41, n°4, p. 689-701.

CHAPITRE 5 VERS LA PREDICTION DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES BÉTONS AUTOPLACANTS COMME MATERIAU DIPHASIQUE

TOWARD THE PREDICTION OF RHEOLOGICAL PROPERTIES OF SELF-CONSOLIDATING CONCRETE AS DIPHASIC MATERIAL

Auteurs et affiliations

K. Daddy Kabagire: Candidat au doctorat, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Ammar Yahia: Professeur titulaire, Département de Génie Civil, Université de Sherbrooke, 2500, Boulevard de l'Université, Sherbrooke (QC), J1K 2R1, Canada.

Titre du journal : Cement and Concrete Composites – Elsevier

Status : Soumis depuis Septembre 2017

5.1 Résumé

La compréhension des propriétés rhéologiques des bétons autoplaçants (BAP) représente une étape importante afin d'assurer une meilleure performance du matériau lors de sa mise en place. La rhéologie des BAP est fonction de plusieurs paramètres de formulation notamment, le rapport eau-liant (E/L), le volume de la pâte, la granulométrie et le volume des gros granulats ainsi que la présence des adjuvants chimiques. Étant donné la faible robustesse des BAP, une optimisation rigoureuse des est nécessaire afin d'assurer une performance adéquate à l'écoulement. La présente recherche vise à développer une approche qui pourrait être utilisée pour prédire les propriétés rhéologiques des BAP comme matériau diphasique. Ceci permettra de faciliter le processus d'optimisation et de sélection des matériaux. Plusieurs formules de BAP ainsi que leurs mortiers correspondant couvrant une large gamme des paramètres de formulations, notamment le rapport E/L , le rapport volume de pâte/volume de sable (VP/VS), type et volume de gros granulats sont préparées et analysées. Les propriétés rhéologiques des BAP et mortiers correspondants ainsi que la relation entre les deux phases sont évaluées. Les résultats montrent une très bonne corrélation entre les propriétés rhéologiques du mortier modifié et le mortier tamisé et celles des BAP. La précision des modèles de prédiction est surtout affectée par les rapports VP/VS et E/L . Des modifications sont apportées aux modèles de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT) pour permette de prédire les propriétés rhéologiques des BAP de façon satisfaisante.

5.2 Abstract

Understanding the rheology of self-consolidating concrete (SCC) is a key step to ensuring proper flow and successful casting in formworks, and hence good performance of the hardened material. The rheology of SCC is a function of several mixture parameters, including water-to-binder ratio (W/B), paste content, coarse aggregate content and grading, and presence of chemical admixtures. The mix design of SCC is less robust than conventional concrete and necessitates vigorous optimization to ensure adequate flow performance. The research emphasis in this study is on developing a practical approach that can be used to predict rheological properties of SCC as a

diphasic material, which will contribute significantly to simplifying the protocols for mixture optimization and material selection. Various SCCs and their corresponding mortar mixtures were investigated covering a wide range of mixture proportion parameters, including W/B, paste-to-sand volume (VP/VS), and coarse aggregate (CA) type and content. The rheological properties of SCC, mortar phases, and the relationship between the two phases are evaluated and discussed in this paper. Test results show very good correlation between the rheological properties of modified design mortar, sieved mortar, and SCC mixtures. Prediction adequacy was mostly affected by VP/VS and W/B parameters. Modified Krieger–Dougherty (KD) and Chateau–Ovarlez–Trung (COT) models satisfactorily predicted the rheological properties of SCC mixtures.

Key words: Self-Consolidating Concrete, suspending phase, mortar, rheological properties, coarse aggregate, mixture proportion.

5.3 List of symbols

- τ : Shear stress (Pa)
 $\dot{\gamma}$: Shear rate (s^{-1})
 Ω : Angular velocity (rps)
 N : Rotational velocity (rps)
 K : Herschel-Bulkley consistency coefficient ($Pa.s^n$)
 n : Herschel-Bulkley flow index
 $\tau_{0,HB}$: Herschel-Bulkley yield stress (Pa)
 R_i : Interior radius (m)
 R_0 : Exterior radius (m)
 h : Height of sheared material (m)
 T : Torque (N.m)
 G_{HB} : Herschel-Bulkley flow resistance (N.m)
 H_{HB} : Herschel-Bulkley viscosity factor ($N.m.s^J$)
 J : Herschel Bulkley flow index factor
 K_φ : Consistency coefficient of SCC containing φ particle volume fraction ($Pa.s^n$)
 K_0 : Consistency coefficient for mortar suspending phase ($Pa.s^n$)
 τ_φ : Yield stress of SCC containing φ particle volume fraction (Pa)
 τ_0 : Yield stress of considered suspending phase (Pa)
 φ : Aggregate volume fraction
 φ_m : Dry packing density
 ρ_s : Compacted density (Kg/m^3)
 ρ_{st} : Specific density of aggregate
 $[\eta]$: Intrinsic viscosity
 $[\eta]^*$: Modified intrinsic viscosity

5.4 Introduction

Self-consolidating concrete (SCC) is a “highly flowable, non-segregating concrete that can spread into place, fill the formwork, and encapsulate the reinforcement without any mechanical consolidation” (Okamura et Ouchi, 1998; Ozawa *et al.*, 1990). Producing a stable SCC with adequate flow performance and uniform hardened properties depends mostly on the mixture design parameters and selection of batching materials. The mixture proportion for production of SCC is complex and involves balancing several factors affecting material performance, including reduction in coarse aggregate (CA) content, increase in paste volume (VP), optimization of volumes of paste-to-sand ratio (VP/VS), and dosage of high-range water-reducer (HRWR). Several trial batches to ensure reproducibility and greater precision are often needed to proportion SCC with adequate rheological properties. Acceptance tests can then be employed to evaluate the flow performance of the optimized mixture and meet the placing conditions. This is a critical step that requires adjustment of mixture properties to ensure successful casting. In recent years, numerical simulation has become a necessary tool to simulate casting and flow performance of SCC as a heterogeneous material (Hosseinpour *et al.*, 2017a, 2017b; Nicolas Roussel, 2006b; Roussel *et al.*, 2007). Thus, SCC can be considered as a diphasic suspension of coarse aggregate in suspending fluid, and its rheological properties predicted from its corresponding matrix (Toutou et Roussel, 2006), which can then be used as input data in numerical simulations. Several attempts at this approach have been reported (Assaad et Khayat, 2004; Ferraris et de Larrard, 1998; Murata et Kukokawa, 1992; NIELSEN, s.d.; Noor et Uomoto, 2004; Petit *et al.*, 2007; Schwartzentruber et Catherine, 2000; Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, 1999a).

Despite the usefulness of this approach, correlations between rheological properties of concrete and its corresponding mortar are not straightforward. The relationship between rheological properties of concrete and its suspending phase is indeed complex because of the various interactions between solid inclusions given the wide range of particle size (from 1 μm to 40 mm). The definition of the maximum size of solid particles in the suspending phase contributes to this complexity. In addition, the mixing energy and shearing history are also factors that have a great influence on this relationship. The

shearing history is a function of the scale (maximum diameter of solid particles) of the selected suspending phase, the mixing time and energy, and the mixture proportion.

Tattersall and Banfill (Tattersall et Banfill, 1983) reported the complexity of establishing a relationship between the two phases. An attempt to predict workability of concrete as a function of aggregate, properties of suspending phase, and their relative volume fraction was proposed by Mørtzell (Mørtzell *et al.*, 1996). The suspending phase was composed of particles less than 125 μm , while the solid phase was characterized by the void fraction index. The principal drawback of this method is that the rheological properties of the two phases were not expressed in fundamental units. Pedersen and Smeplass (Pedersen et Smeplass, 2003) reported a relationship between SCC and its suspending phase (particles less than 125 μm), and found that the yield stress of the suspending phase controls the properties of SCC mixtures, while plastic viscosity has less effect. Billberg (Pedersen et Smeplass, 2003) showed that an optimal fine mortar matrix is paramount to ensure non-segregating SCC mixtures. Yahia et al. (Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, 1999b) demonstrated a good relationship between slump flow of SCC and its corresponding mortar sampled in the mixer before adding coarse aggregate. The authors used this approach to avoid using sieved mortar, which may have different rheological properties due to the variation of shear regime induced by the presence of coarse aggregate during mixing (Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, 1999b).

Schwartzentruber and Catherine (Schwartzentruber et Catherine, 2000) proposed the concrete equivalent mortar (CEM) method to determine the dosage of HRWR needed to achieve the targeted workability of conventional concrete, hence facilitating the optimization process. They reported good correlation between fresh properties of concrete and its CEM. Erdem et al. (Erdem *et al.*, 2009) applied this method to SCC and reported acceptable relationships between the rheological properties of the two phases. Kabagire et al. (Kabagire *et al.*, 2015) extended this method by introducing excess paste (Kennedy, 1940; Noguchi *et al.*, 1999; Oh *et al.*, 1999) to improve the relationship between fresh properties of SCC and its corresponding CEM. They also reported a good relationship between SCC and its corresponding CEM (Kabagire *et al.*, 2015).

The compressible packing model (CPM) derived from the packing concept was developed by de Larrard (Sedran et de Larrard, 1999) to predict rheological properties of concrete from its mix design composition. This model uses packing density to characterize the granular skeleton and takes into account the grading and particle shape as well as the degree of binder agglomeration. Based on the CPM model, Ferraris and de Larrard (Ferraris et de Larrard, 1998) found that the relative concentration of solids had a significant effect on the viscosity. Multi-scale approaches based on analytical rheological models have recently been applied to paste, mortar, and concrete to improve the understanding of complex interactions that may occur between the wide range of particle sizes [7, 26–28]. These approaches assume that the rheological properties of a mixture (or matrix) at scale N can be predicted by considering a matrix and particles at scale $N-1$. For instance, the Krieger–Dougherty (KD), Quemada, Faris, and Chateau–Ovarlez–Trung (COT) models, based on this approach, predict rheological properties of suspensions and cement-based materials (Bournonville *et al.*, 2004; Farris, 1968; Krieger et Dougherty, 1959; Quemada, 1977), assuming a Bingham material (Ferraris *et al.*, 2001; Tattersall, 1991). Kabagire et al. (Kabagire *et al.*, 2017) successfully applied the KD (Krieger et Dougherty, 1959) and COT (Chateau *et al.*, 2010; Mahaut *et al.*, 2008) models to evaluate the influence of solid inclusion on rheological properties of model mortar. They reported that the effect of shape and concentration of solid inclusion appears to be a function of shear protocol, rheology of the suspending fluid and the rheological model in use. They also reported that because of the relatively higher powder and super plasticizer content in mixtures proportioned with lower W/B, the nonlinear Herschel–Bulkley (HB) model is most suitable to describe the flow curve of SCC and its suspending phase.

The main objective of this study is to present a practical approach that can be used to predict rheological properties of SCC from its suspending phase. This will improve the optimization process at the mixture design stage, hence avoiding troubleshooting during casting. Krieger–Dougherty (KD) and Chateau–Ovarlez–Trung (COT) models were modified in order to predict the rheological parameters of SCC using those of its suspending phase. The proposed method is based on a diphasic approach in which SCC is taken to be a suspension of coarse aggregate in a suspending fluid. Various SCC mixtures were proportioned to cover a wide range of mixture parameters, including W/B, CA volume content, shape of coarse aggregate (crushed vs. rounded), and paste–

to–sand volume ratios (VP/VS). Three different types of suspending phases (mortar) were evaluated, namely sieved mortar, mortar Type I, and mortar Type II, which includes the fine particles (less than 5 mm) contained in the coarse aggregate. The VP/VS and W/B ratio appeared to influence the fitting parameters, such as the intrinsic and modified intrinsic viscosities.

5.5 Experimental program

5.5.1 Materials properties

All mixtures were prepared using a ternary binder containing 70% general-use cement (GU), 25% fly ash (FA), and 5% silica fume (SF) complying with ASTM C150. The binder has a Blaine specific surface area of 450 m²/kg. Two different types of coarse aggregate (CA), maximum size 14 mm, including crushed limestone (CL) and rounded river (RR), were also used to proportion the SCC mixtures. A siliceous sand of maximum size 5 mm was employed for both SCC and mortar mixtures. The physical properties of the aggregate are summarized in Table 5.1. Particle size distributions (PSD) of all materials are given in Figure 5.1. Both sand and coarse aggregate gradations were within CSA A.23.1 standard recommendations. A polycarboxylate-based high-range water-reducing agent (HRWRA) with a solid content of 40% and a specific gravity of 1.08 density was incorporated to ensure the self-consolidating properties of the investigated mixtures.

Table 5.1 Physical properties of materials

Materials	Specific gravity	Water absorption (%)
Crushed limestone aggregate (CL)	2.72	0.40
Rounded river aggregate (RR)	2.65	0.61
Sand	2.65	0.98
Binder	2.90	--

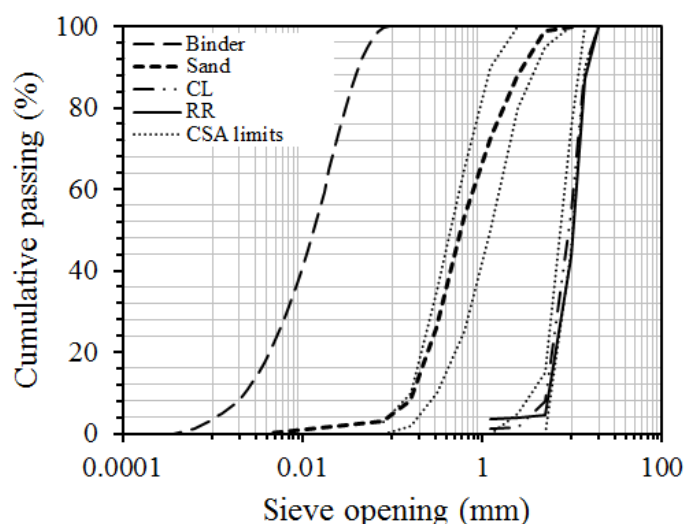


Figure 5.1 Particle size distribution of cement, sand, and coarse aggregates

5.5.2 SCC and mortar mixture proportioning and testing procedure

The investigated SCC mixtures were proportioned with different water-to-binder ratios (W/B) of 0.30, 0.35, and 0.45, leading to binder contents varying between 380 and 540 kg/m³. For each W/B, the saturation dosage of HRWRA on the paste was determined using the ASTM C 939 flow cone. The saturation dosage corresponded to the amount of HRWRA content beyond which there was no increase in the fluidity of the paste mixture. The saturation dosages determined for W/B of 0.30, 0.35, and 0.45 were 1.00, 0.66, and 0.53%, respectively, by binder mass. These dosages were then used to proportion 18 SCC mixtures with coarse aggregate volumes of 26, 30, and 34%, a constant ratio of paste-to-sand volume (VP/VS) of 1.0, and two different coarse aggregate types (crushed and rounded). In the case of 30% CA content SCC mixtures (VP/VS of 1), the optimum HRWRA dosage yielded a slump flow of approximately 700 ± 30 mm. Then, for each W/B and coarse aggregate content, 6 additional SCC mixtures were prepared using VP/VS values of 0.9 and 1.1 so as to cover a wide range of SCC mixtures used in various applications (ACI Committee 237, 2007). These mixtures were made using crushed limestone (CL) coarse aggregate. The SCC mixture proportions are summarized in Table 5.2.

All SCC mixtures were prepared in batches of 60 L using a rotating drum mixer. The mixing sequence consisted in homogenizing the aggregate (sand + coarse aggregate)

with 1/2 of the mixing water for 60 s. The binder was then added and mixed for 30 s. The remaining water mixed with the total amount of HRWRA was finally added and allowed to mix for 150 s. After a rest period of 120 s, a final mix was applied for 180 s. At the end of mixing, all mixtures had a temperature of $22^{\circ}\text{C} \pm 1$. Immediately after mixing, the unit weight, air content, slump flow, J-ring, L-box, V-funnel, and rheological properties were measured.

A volume of approximately 5 liters of SCC was sampled and then sieved on a 5 mm sieve to obtain the corresponding mortar. Throughout the sieving process, a manual squeezing was applied to ensure a representative mortar. In addition to the mortar mixtures sieved from the concrete (i.e. sieved mortar), for each SCC mixture proportion, two different types of mortar were prepared: first, by eliminating the coarse aggregate while keeping other parameters constant (i.e. HRWRA dosage, W/B, and sand content). This was mortar Type I. Mortar Type II was formulated by including the finer particles (< 5 mm) contained in the coarse aggregate. This modified mortar was used to study the effect of fine particles on the rheology and adequacy of the relationship with the corresponding SCC. Both mortar mixtures were designed for a constant VP/VS of 1. The mixture proportions of mortar Types I and II are summarized in Table 5.3.

The mortar mixtures were prepared using a mixing sequence similar to that used to produce SCC. All mortar mixtures were prepared in batches of 2 liters using a Hobart mixer conforming to ASTM C305. The mortar mixtures were maintained at a temperature of approximately 22°C , similar to SCC. Immediately after mixing, the slump flow and rheological properties were measured. The slump flow cone of mortar had base and top diameters of 100 mm and 70 mm, respectively, and a height of 50 mm.

Table 5.2 SCC mixture proportion

VP/VS	SCC mixture**	W/B	Water (kg)	Binder (kg)	HRWRA (% by mass binder)	Sand (kg)	CL/RR* (kg)
0.9	0.30_26	0.30	151	503	1.00	1030	707
	0.35_26	0.35	165	471	0.66	1026	707
	0.45_26	0.45	186	413	0.53	1027	707
1.0	0.30_26		160	536		981	707/690
	0.30_30	0.30	152	505	1.00	928	815/775
	0.30_34		142	474		875	924/901
	0.35_26		175	499		981	707/690
	0.35_30	0.35	165	471	0.66	928	815/775
	0.35_34		155	442		875	924/901
	0.45_26		197	438		981	707/690
	0.45_30	0.45	186	413	0.53	928	815/775
	0.45_34		174	388		875	924/901
1.1	0.30_34	0.30	151	503	1.00	818	924
	0.35_34	0.35	165	471	0.66	814	924
	0.45_34	0.45	186	413	0.53	815	924

**Mix ID: W/B _ CA (%)

* CL/RR: crushed limestone coarse aggregate/rounded river coarse aggregate

Table 5.3 Mortar mixture proportion

VP/VS	Mortar mixture ID	W/B	Water (kg)	Binder (kg)	HRWRA (% by mass binder)	Sand (kg)	CL fines (kg)
Mortar Type I							
0.9	0.30_26	0.30	210	701	1.00	1434	—
	0.35_26	0.35	230	656	0.66	1431	—
	0.45_26	0.45	259	575	0.53	1431	—
1.0	0.30_26–30–34	0.30	223	743	1.00	1363	—
	0.35_26–30–34	0.35	242	692	0.66	1364	—
	0.45_26–30–34	0.45	273	607	0.53	1364	—
1.1	0.30_34	0.30	237	789	1.00	1282	—
	0.35_34	0.35	259	739	0.66	1278	—
	0.45_34	0.45	291	647	0.53	1278	—
Mortar Type II							
1.0	0.30_26	0.30	217	722	1.00	1322	77
	0.30_30	0.30	215	717	1.00	1316	94
	0.30_34	0.30	212	709	1.00	1309	112
	0.35_26	0.35	236	673	0.66	1322	77
	0.35_30	0.35	234	668	0.66	1316	94
	0.35_34	0.35	232	662	0.66	1309	112
	0.45_26	0.45	266	590	0.53	1322	77
	0.45_30	0.45	263	585	0.53	1316	94
	0.45_34	0.45	261	580	0.53	1309	112

The rheological measurements on SCC mixtures were carried out using a ConTec rheometer equipped with inner and outer cylinders of 100 mm and 160 mm radii, respectively, providing a shear gap of 60 mm. For the mortars, a ConTec mortar rheometer was used. This rheometer was equipped with inner and outer cylinders of 50 and 60 mm radii, providing a gap size of 10 mm. The inner and outer cylinders of both rheometers were serrated to avoid slippage during measurement. To mitigate the shear history, the shearing procedure for SCC and mortar mixtures consisted in applying a pre-shear of 0.5 rps for 10 and 5 s, respectively. The rotational velocity was then decreased stepwise in 10 increments as illustrated in Figure 5.2. In the case of SCC, a

10 s shearing was found to be suitable to achieve equilibrium, while 5 s was sufficient for mortar.

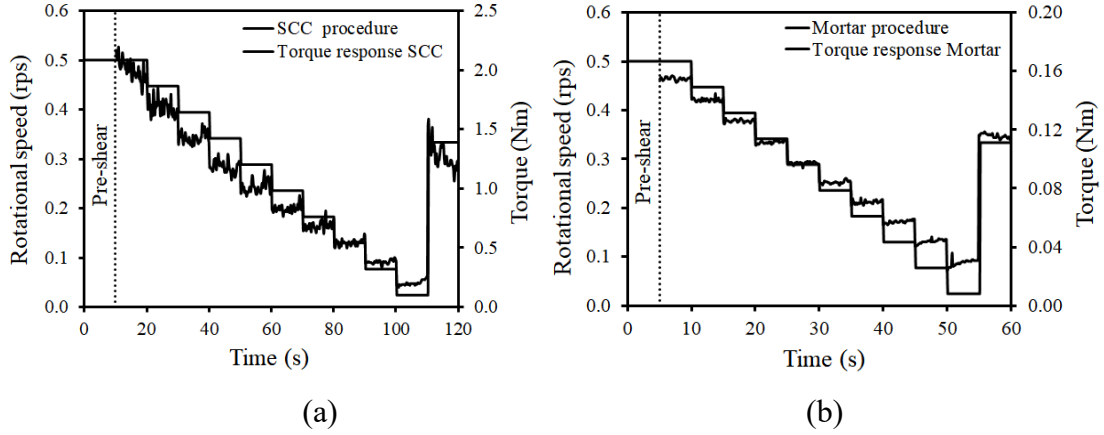


Figure 5.2 Shear protocol used for rheological measurements (a) SCC and (b) mortar

As a first approximation, the rheological behavior of fresh concrete is mostly described by the Bingham model. However, negative yield stress values are sometimes obtained, especially for mixtures containing high cementitious material content and HRWRA. Therefore, the Herschel–Bulkley (HB) model (Eq. 1) was used to approximate the nonlinear behavior, i.e. shear thinning ($n < 1$) or shear thickening ($n > 1$) flow behavior.

$$\tau = \tau_{0,HB} + K \cdot \dot{\gamma}^n \quad (5.1)$$

The experimental data obtained from ConTec viscometers are presented as a relationship between torque and rotational velocity, defined by the flow resistance G and the viscosity factor H . In the case of a concentric cylinder rheometer, the derivation of the flow curve $\tau(\dot{\gamma})$ from the torque measurements $T(N)$ is often called the ‘*Couette inverse problem*’. The solution for HB fluids in a wide gap rheometer is given as follows (Heirman *et al.*, 2009):

$$T = \frac{4\pi h \tau_{0,HB}}{\left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2}\right)} \ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right) + \frac{2^{2n+1} \pi^{n+1} h K}{n^n \left(\frac{1}{R_i^{2/n}} + \frac{1}{R_0^{2/n}}\right)} N^n \equiv G_{HB} + H_{HB} N^J \quad (5.2)$$

The rheological parameters G_{HB} , H_{HB} , and J were determined by a nonlinear curve fitting of experimental steady state data $T(N)$ according to Eq. 5.3. The yield stress, consistency, and flow indexes (Heirman *et al.*, 2009) can then be determined as follows:

$$\tau_{0,HB} = \frac{G_{HB}}{(4\pi h)} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \frac{1}{\ln(R_0/R_i)} \quad (5.3)$$

$$K = \frac{H_{HB}}{2^{2n+1}\pi^{n+1}h} n^n \left(\frac{1}{R_i^{2/n}} + \frac{1}{R_0^{2/n}} \right)^n \quad (5.4)$$

$$n = J \quad (5.5)$$

5.5.3 Packing density

The dry packing density (φ_m) of coarse aggregate was determined using the impact compactor tester (ICT) (Nordtest, 1994). The test consists in subjecting 1300 g of aggregate to a coupled rotational shear and normal pressure of 20 kPa for 300 cycles. This corresponds to a compacting index (k) of approximately 9, which is suitable for superplasticized concrete, such as fluid concrete (De Larrard, 1999). The dry packing density is calculated as the ratio between the compacted density (ρ_s) and the specific density of aggregate (ρ_{st}) according to Eq. 5.6.

$$\varphi_m = \frac{\rho_s}{\rho_{st}} \quad (5.6)$$

The measured dry packing density (φ_m) values of CL and RR aggregate were 0.583 ± 0.005 and 0.625 ± 0.008 , respectively.

As expected, the dry packing density of rounded river aggregate was slightly higher than that the crushed aggregate. The dry packing density values were then used as input data for analytical models to predict the rheological properties of SCC mixtures.

5.6 Test results and discussion

5.6.1 Workability and rheological properties of investigated SCC

The results of the workability tests on the investigated SCC mixtures, including filling ability tests (slump flow and T_{50} flow time), passing ability tests (J-ring, L-box and V-funnel flow time), and visual stability index (VSI), are summarized in Tables 5.4 and

5.5. For all mixtures, the air volume content and the unit weight were equivalent to $2.5 \pm 0.7\%$ and $2390 \pm 90 \text{ kg/m}^3$, respectively.

Table 5.4 Fresh properties of SCC mixtures made with crushed aggregate (CL)

VP/VS	Mixture ID	Slump flow (mm)	J-ring (mm)	L-box (H ₂ /H ₁) (%)	V-funnel flow time (s)	T ₅₀ (s)	VSI
0.9	0.30_26	880	740	87	8.7	5.5	1
	0.35_26	740	608	98	6.9	2.4	1
	0.45_26	740	710	56	6.9	1.5	2
1.0	0.30_26	820	810	93	14.9	3.1	1
	0.30_30	740	660	88	24.2	3.1	0
	0.30_34	650	380	20	33.2	6.5	1
	0.35_26	685	650	80	8.3	1.5	1
	0.35_30	710	550	73	9.4	1.2	1
	0.35_34	580	< 450	54	19.1	5.9	0
	0.45_26	700	670	47	3.5	1.1	2
	0.45_30	700	565	59	3.7	1.3	2
	0.45_34	620	540	29	20.2	2.1	1
1.1	0.30_34	800	800	89	10.8	2.7	1
	0.35_34	640	600	73	9.9	4.2	1
	0.45_34	695	660	94	3.0	2.5	1

Mix ID: W/B_CA (%)

Table 5.5 Fresh properties of SCC mixtures made with rounded river aggregate (RR)

VP/VS	Mixture ID	Slump flow (mm)	J-ring (mm)	L-box (H ₂ /H ₁) (%)	V-funnel flow time (s)	T ₅₀ (s)	VSI
1.0	0.30_26	810	790	95	13.3	3	1
	0.30_30	800	790	95	18.0	3	1
	0.30_34	770	750	100	23.0	5	1
	0.35_26	750	710	90	8.0	2	1
	0.35_30	730	690	87	10.6	1.6	1
	0.35_34	650	620	68	13.8	2.6	0
	0.45_26	700	660	86	3.5	1.3	2
	0.45_30	720	710	92	3.0	1.7	1
	0.45_34	720	680	78	4.0	1.8	2

As can be observed, the investigated SCC mixtures achieved a slump flow ranging between 580 and 880 mm and a T₅₀ flow time between 1 and 6 seconds. This corresponds to moderate to highly viscous, and good stability (i.e. VSI of 0 or 1). The mixtures proportioned with the highest W/B (0.45) achieved T₅₀ values less than 2 s. Some showed evidence of bleeding, which justified assignment of a low visual stability index (VSI = 2). In terms of passing ability, the ratios between J-ring and Slump flow values for most of the mixtures were around 0.80 (80%), reflecting good passing ability. The passing ability in the L-box test device met the 80% blocking ratio (H₂/H₁) criteria (ACI Committee 237, 2007) with the exception of the mixtures proportioned with the highest coarse aggregate content (34%). On the other hand, mixtures proportioned with the lowest coarse aggregate volume content (26%) showed better passing ability. The SCC mixtures made with rounded river (RR) coarse aggregate showed slightly better workability and higher L-box blocking ratio than those made with crushed limestone (CL) coarse aggregate. This can be attributed to the shape and smooth texture of RR coarse aggregate, which results in less friction during flowing.

With regard to rheological measurements, all the SCC mixtures showed nonlinear flow behavior found to fit the Herschel–Bulkley (HB) model. A yield stress value ranging between 10 and 40 Pa was obtained, regardless of the type of aggregate (Figure 5.3). This range is similar to that reported in the literature (Wallevik, 2004). It is worth

mentioning that the rheological properties are proportional to coarse aggregate content and inversely proportional to W/B ratio. For instance, for SCC mixtures proportioned with a given VP/VS and W/B, the yield stress and consistency index values increased with the coarse aggregate content (Figure 5.3). On the other hand, the consistency index seems to have been more influenced by W/B and fine aggregate (i.e. sand) content than by yield stress.

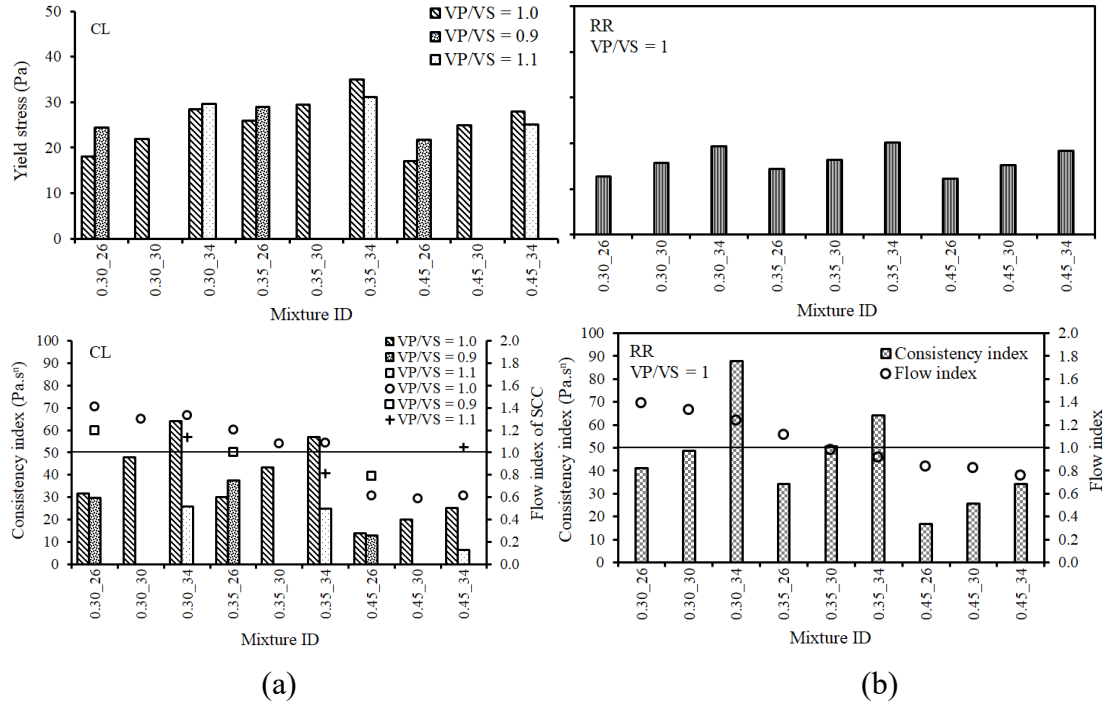


Figure 5.3 Rheological properties of SCC proportioned with (a) crushed and (b) rounded river aggregate

An ANOVA statistical analysis revealed that yield stress values of SCC mixtures proportioned with crushed limestone (CL) aggregate were statistically similar to those of mixtures proportioned with rounded river (RR) aggregate (Appendix 1), except for those with a W/B of 0.35. In the latter case, the use of crushed aggregate resulted in relatively higher yield stress than that obtained with rounded river aggregate. Regarding the consistency index, all the SCC mixtures showed a slightly similar trend (Appendix 1), regardless of the aggregate type. This unexpected result may be due to the fact that the crushed limestone aggregate contains fewer fine particles than rounded river aggregate. The content of particles less than 5 mm in CL is equivalent to 8% compared to 5% in rounded river aggregate. However, the volume of finer particles ($< 125 \mu\text{m}$)

in RR is slightly higher compared to that of CL. Therefore, for CL coarse aggregate, while 8% of particles passed the 5 mm sieve, only 1.5% passed the 2.5 mm sieve, compared to 4% for the RR coarse aggregate. Thus, the content of finer particles can compensate the effect of shape, resulting in comparable consistency index values for both types of aggregate.

5.6.2 Relationship between SCC and different mortar types

One of the complexities in predicting rheological properties of SCC from its mortar phase is the difficulty of properly defining the matrix that can suitably simulate the suspending phase. The relationship between slump flow values of SCC and sieved mortar mixtures is shown in Figure 5.4. As reported in the literature (Schwartzentruber et Catherine, 2000), a good relationship exists between slump flow of SCC and its sieved mortar. Indeed, as can be observed, the slump flow of SCC is well correlated with that of its sieved mortar, regardless of the aggregate type and the VP/VS ratio (R^2 values greater than 0.76).

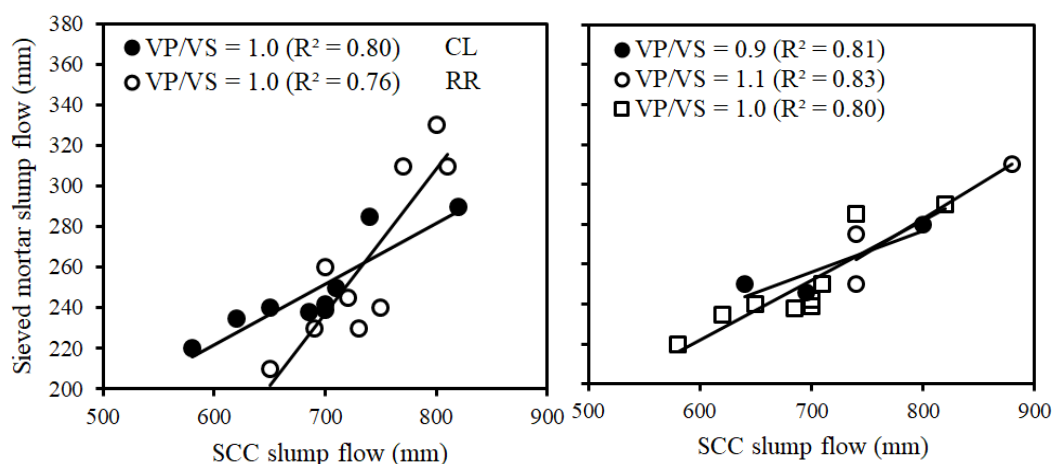


Figure 5.4 Relationship between slump flows of SCC and its sieved mortar

Furthermore, the yield stress and consistency index values of SCC are also well correlated to those of its sieved mortar and show similar trends (Figure 5.5). Indeed, for a given W/B ratio, the yield stress of SCC and its sieved mortar increased when the coarse aggregate content increased from 26 to 34%. The increase in yield stress of sieved mortar is probably due to the increase in fine particles (< 5 mm) contained in the coarse aggregate (approximately 8%). The strong correlation between SCC and its sieved mortar can be explained by the fact that both SCC and mortar mixtures were

subject to similar mixing energy and experienced similar shear history. Although the properties of SCC can be fairly accurately predicted from its sieved mortar properties, this approach can be time and energy consuming and could lack reproducibility due to the loss of fines during sieving (Schwartzentruber et Catherine, 2000). Indeed, during the sieving process, fines (from binder and fine aggregate) may stick to the coarse particles (> 5 mm), hence reducing the fine particle content of sieved mortar. Also, this approach requires production of a concrete batch to obtain sieved mortar. On the other hand, the use of mortar Types I and II may not be suitable to ensure satisfactory correlation with the sieved mortar, especially for the yield stress. As illustrated in Figure 5.6(a), poor correlations between the yield stress of sieved mortar and mortar Types I and II were obtained even though the mixture proportion of mortar Type II was adjusted by adding fine particles to coarse aggregate. This can be attributed to the difference in mixing energy used to produce SCC (i.e. sieved) and design mortar, resulting in different shear history regimes. It may also be due to the presence of coarse aggregate in the case of sieved mortar, hence inducing a shearing regime different from that found in design mortar. The sensitivity of rheological measurements and the nonlinear regression used to determine the yield stress are also non-negligible sources of error that could affect the adequacy of the relationship (Nguyen *et al.*, 2006).

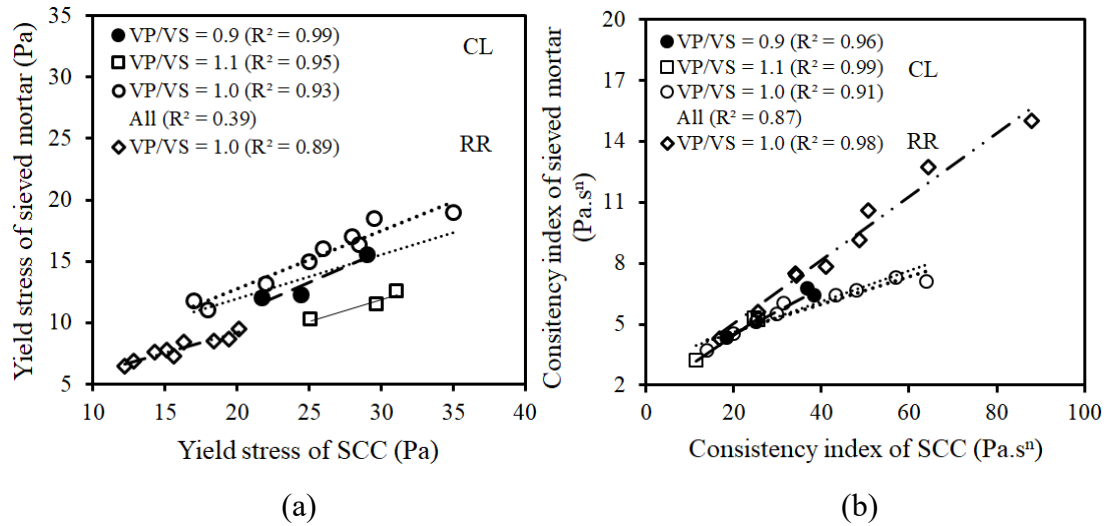


Figure 5.5 Relationship between (a) yield stress and (b) consistency index of SCC and its corresponding sieved mortar

It should be mentioned, however, that mortar Type II showed a higher correlation coefficient than mortar Type I. This improvement can be attributed to the incorporation

of an additional amount of CA fines, which led to an increase in yield stress as illustrated in Figure 5.6. Unlike the yield stress relationship, good correlations between the consistency indexes of mortar Types I and II and sieved mortar were observed. However, it is worth mentioning that mortar Type II provides a better correlation compared to Type I (R^2 of 0.90 vs. 0.68). This shows that for a given W/B and HRWRA content, the consistency index is controlled by the fine particle content. Therefore, by maintaining the fine particle content in mortar Type II, better reproducibility of the sieved mortar consistency index can be obtained. Mortar Type II can then be used to predict the rheological properties of SCC from those of its corresponding mortar.

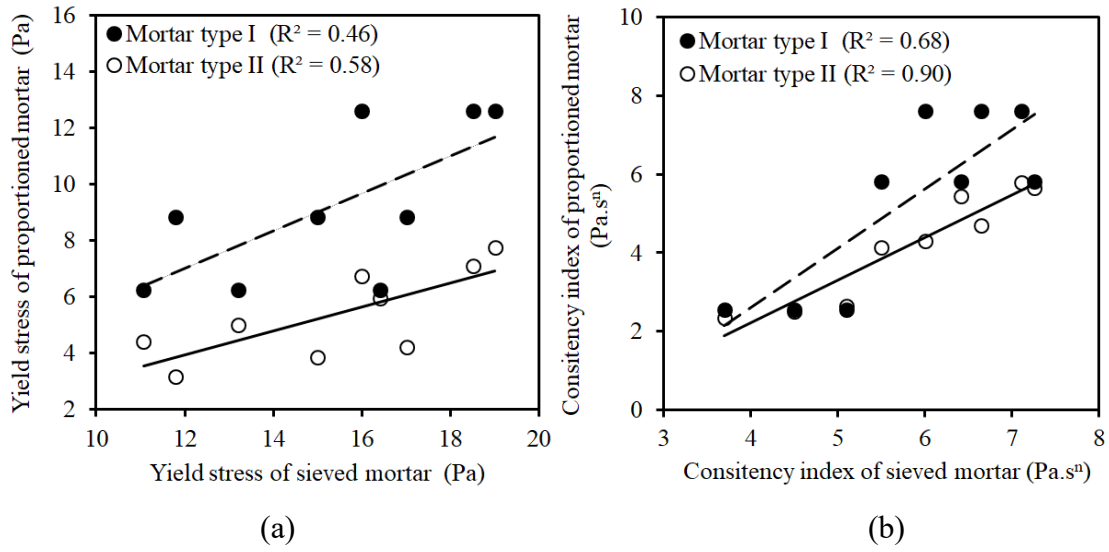


Figure 5.6 Relationship between yield stress (a) and consistency index (b) of different types of mortar

5.7 Prediction approach to SCC rheological properties

In this study, the Chateau–Ovarlez–Trung (COT) model was adapted (Chateau *et al.*, 2010) in order to predict SCC yield stress using sieved mortar and mortar Type II. The SCC mixtures studied were proportioned with different VP/VS and W/B ratios. Changes in the relative yield stress of the investigated SCC mixtures were evaluated according to a modified version of the COT model as follows (Kabagire *et al.*, 2017):

$$\tau_{\phi}/\tau_0 = \sqrt{(1 - \phi)(1 - \phi/\phi_m)^{-[\eta]^*\phi_m}} \quad (5.7)$$

where τ_0 is the yield stress of the suspending phase, τ_{ϕ} is the yield stress of SCC containing ϕ volume fraction of CA, $[\eta]^*$ is the modified intrinsic viscosity of CA that

expresses the effect of the shape of CA, and φ_m is the experimental dry packing density of CA ($\varphi_m = 0.583$). The Krieger–Dougherty (KD) model was used to study the change in the relative consistency index of SCC given the mortar phase and CA content as follows:

$$\frac{K_\varphi}{K_0} = \left(1 - \frac{\varphi}{\varphi_m}\right)^{-[\eta]\varphi_m} \quad (5.8)$$

where K_0 is the consistency index of the suspending phase, K_φ is the consistency index of SCC containing φ volume fraction of aggregate, φ_m is the experimental dry packing density of CA ($\varphi_m = 0.583$), and $[\eta]$ is the intrinsic viscosity of CA.

The change in both relative yield stress and consistency index is illustrated in Figure 5.6. These results confirm the influence of VP/VS on the variation of the relative rheological properties of SCC with an increasing volume fraction of CA (Kabagire *et al.*, 2017). For instance, SCC mixtures proportioned with 26% and 34% of CA and different VP/VS showed different values of relative consistency index and relative yield stress, resulting in larger dispersion of data compared to SCC mixtures made with a constant (1.0) VP/VS (Figure 5.7, VP/VS effect). This stands as evidence that neither model can be easily applied to mixtures where the suspending phase volume and rheology vary considerably. Test results showed that both W/B and VP/VS parameters are two factors that affect the rheological properties of the suspending phase and prediction of relative rheological properties of SCC. For a given CA content, the ratio between paste and sand (VP/VS) will affect both the rheology of mortar and the excess mortar thickness on coarse aggregate. For example, as shown earlier, the rheological properties of the suspending phase (i.e. sieved mortar) proportioned with VP/VS values of 0.9 and 1.0 are different.

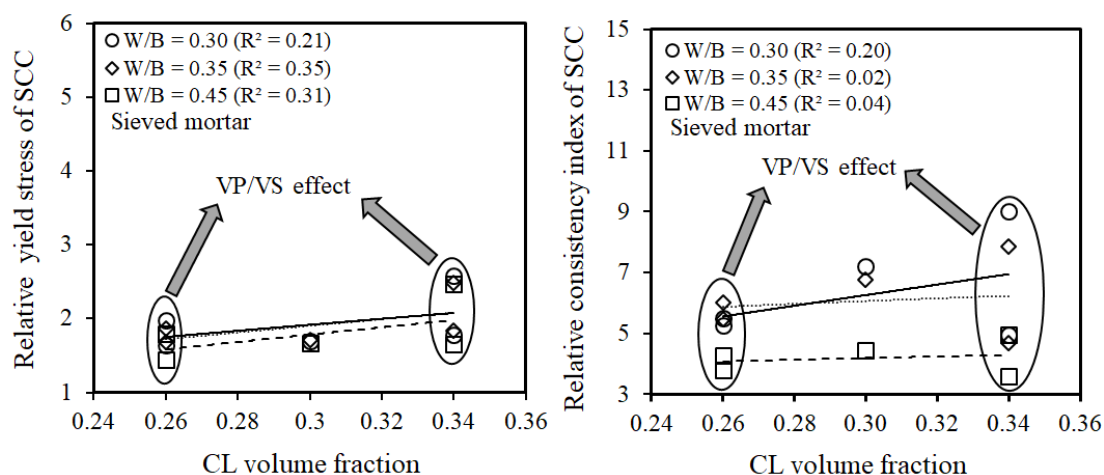


Figure 5.7 Variation of relative rheological properties of SCC with CA (CL) content

As a first attempt, the change in yield stress of various SCC mixtures proportioned with a fixed VP/VS of 1 with different CA contents was considered (Figure 5.8). The use of mortar Type II as a suspending phase resulted in higher relative yield stress values. This is due to the low yield stress values of mortar Type II compared to sieved mortar (Appendix 3), which is attributed to the relatively higher surface area of sand particles in mortar than in concrete, resulting in higher induced shear in mortar Type II than in sieved mortar. Consequently, an average modified intrinsic viscosity (for CL coarse aggregate) value of 3.2 (Table 7) was obtained in the case of sieved mortar, while a higher value (7.3) was obtained for mortar Type II.

In comparing the effect of CA type on relative yield stress, it can be observed that the use of CL and RR aggregate types resulted in a similar trend of predicted relative yield stress using sieved mortar as the suspending phase (Figure 5.8(a) and (b)). However, the use of RR aggregate gave a slightly higher modified intrinsic viscosity than CL (4.2 vs. 3.2). This is due to the shape of the fine particles provided by RR in the sieved mortar, which produces a mortar with a lower yield stress than when CL aggregate is used. It may also be due to the relatively higher specific surface of RR compared to CL aggregate.

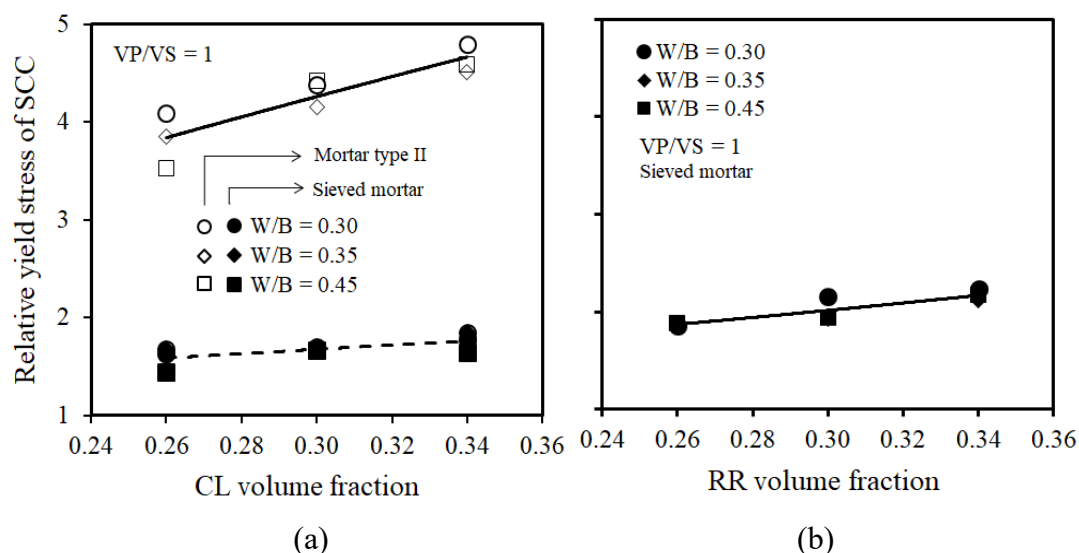


Figure 5.8 Variation of relative yield stress of SCC with CA content

Table 5.6 Modified intrinsic viscosity values of CA

		[η]*		
Aggregate type		CL		RR
Suspending phase		Sieved mortar	Mortar Type II	Sieved mortar
W/B	0.30	3.3	7.4	4.3
	0.35	3.3	7.2	4.1
	0.45	3.0	7.2	4.1
Mean value		3.2 \pm 0.14	7.3 \pm 0.10	4.2 \pm 0.10

[η]*: modified intrinsic viscosity

The variation in the relative consistency index of various SCC mixtures (VP/VS = 1) proportioned with CL and RR aggregate and different W/B ratios is shown in Figure 5.9. As with the relative yield stress results, the use of mortar Type II resulted in a higher relative consistency index than that obtained with sieved mortar. On the other hand, SCC mixtures containing CL aggregate showed relatively higher intrinsic viscosity values than those containing RR. As mentioned earlier, this may be due to the rounded shape of the particles, which means less edge-edge inter-particle friction. It can also be observed that the effect of W/B is more pronounced on the relative consistency index than on the relative yield stress, especially in the case of the highest W/B value (0.45) (Table 5.7).

For a constant VP/VS, the mean values of intrinsic or modified intrinsic viscosity that are of paramount input for both COT and KD models depend on W/B (i.e. rheology of suspending phase) and aggregate type. The variation between these coefficients for the same CA type can be explained by the interaction between different phases. However, for mixtures proportioned with different VP/VS values, a further source of variation is introduced, increasing the complexity level. A robust model that can take into account the effect of VP/VS is required to ensure adequate prediction of rheological properties.

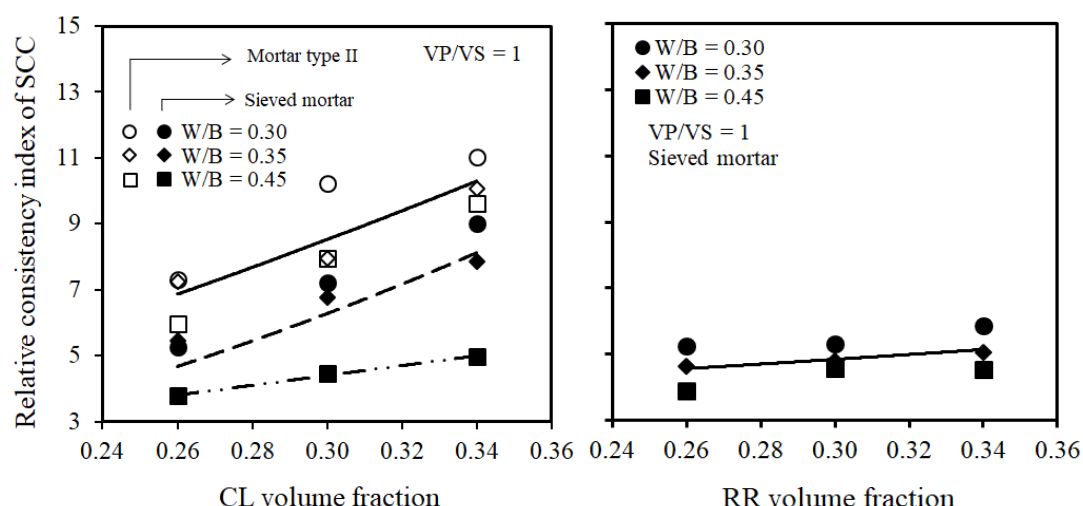


Figure 5.9 Variation of consistency index of SCC mixtures with CA content

Table 5.7 Intrinsic viscosity of coarse aggregate

		[η]		
Aggregate type		CL		RR
Suspending phase		Sieved mortar	Mortar Type II	Sieved mortar
W/B	0.30	4.4	5.0	3.9
	0.35	4.2	4.7	3.6
	0.45	3.3	4.6	3.4
Mean value		4.0 \pm 0.5	4.8 \pm 0.17	3.6 \pm 0.20

[η]: intrinsic viscosity

5.8 Validation of proposed approach for predicting SCC rheological properties

Given the fact that W/B and VP/VS parameters affect the rheological properties of SCC (i.e. values of intrinsic and modified intrinsic viscosity), KD and COT models were

adapted to provide broader empirical models for adequately predicting these properties. The KD and COT models already took into account the rheological properties of the suspending phase and the volume fraction of CA. However, the effect of interactions between different phases (i.e. mortar and CA) was not taken into consideration. The volume of excess mortar and its rheology (i.e. W/B and VP/VS) can affect these interactions. Therefore, the models were modified to bear the effect of W/B ratio and VP/VS. The prediction approach consisted in first determining the intrinsic viscosity for given VP/VS and W/B values. The relative rheological properties for additional mixtures proportioned with different values of VP/VS and W/B were then determined to take into account the effect of VP/VS and W/B parameters. The models were then used to predict rheological properties of SCC using the determined coefficient values.

As a first step, SCC mixtures proportioned with CL aggregate and mortar Type II as the suspending phase were considered in order to determine the coefficients of the models. The intrinsic viscosity was determined by fitting the experimental relative consistency indices using Eq. 5.8. The relative consistency index of different SCC mixtures prepared with different values of VP/VS and W/B were then fitted with the modified relative consistency index as proposed in Eq. 5.9.

$$\frac{K_{\varphi}}{K_0} = \left(1 - \frac{\varphi}{\varphi_m}\right)^{-[\eta] \varphi_m \frac{a}{(W/B)^b (VP/VS)^c}} \quad (5.9)$$

The parameters a, b, and c are adjustment factors that can be determined by nonlinear fitting. These parameters are functions of the type of materials and testing conditions for intrinsic and modified intrinsic viscosity (Kabagire *et al.*, 2017). The values determined for a, b, and c were 0.661, 0.327, and 1.81, respectively. These values were then used to predict the relative consistency index of SCC mixtures as illustrated in Figure 5.10(a). A very good correlation ($R^2 = 0.86$) between the measured relative consistency index and the predicted values was obtained. These values were then used to predict the relative consistency index of nine additional SCC mixtures made with RR coarse aggregate. As can be observed in Figure 5.10(b), a good correlation ($R^2 = 0.82$) between the measured and predicted relative consistency index was determined.

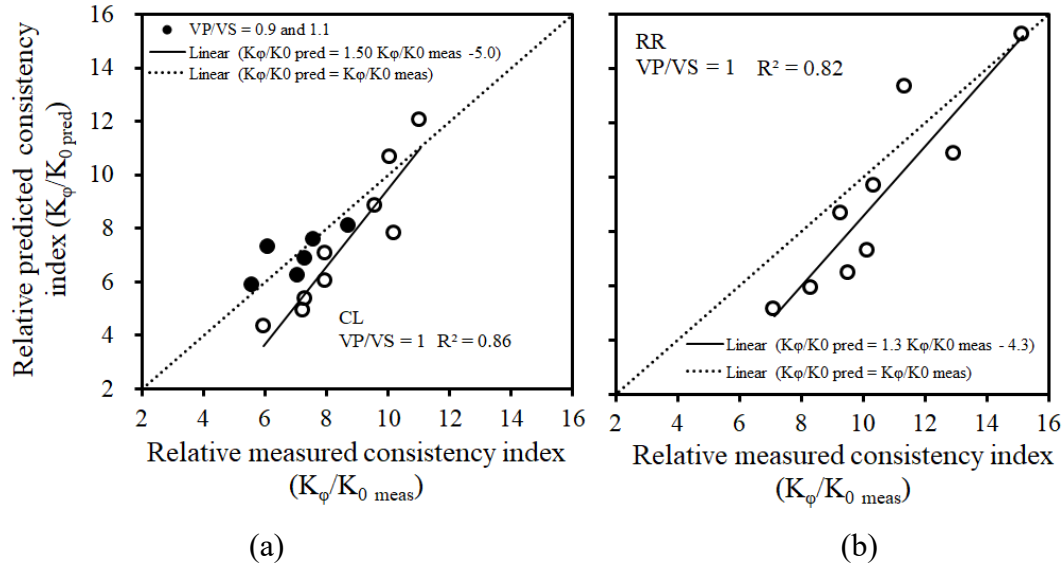


Figure 5.10 Prediction of relative consistency index for SCC mixtures made with (a) CL and (b) RR aggregate

A similar approach was used to predict the relative yield stress of SCC by taking into account the effect of VP/VS. It is worth mentioning that the W/B ratio did not show a significant effect on the modified intrinsic viscosity of CA (Kabagire *et al.*, 2017; Mahaut *et al.*, 2013). The COT model was then modified as follows:

$$\tau_\phi/\tau_0 = \sqrt{[(1 - \phi)(1 - \phi/\phi_m)^{-[\eta]^*\phi_m}]^{d/(VP/VS)^e}} \quad (5.10)$$

The modified intrinsic viscosity was first determined using the SCC mixtures proportioned with CL coarse aggregate and mortar Type II as the suspending phase. The adjustment factors were then determined for different VP/VS and W/B values. The values of d and e obtained were 1.1 and 1.24, respectively. As can be observed in Figure 5.11(a), the relationship between measured and predicted relative yield stress of SCC show a good correlation coefficient ($R^2 = 0.75$). Furthermore, the determined values of coefficients d and e were used to predict the relative yield stress of SCC mixtures containing RR coarse aggregate. A poor correlation ($R^2 = 0.25$) in the case of relative yield stress was obtained. This may be due to the narrow range of experimental relative yield stress values for the SCC mixture made with RR aggregate.

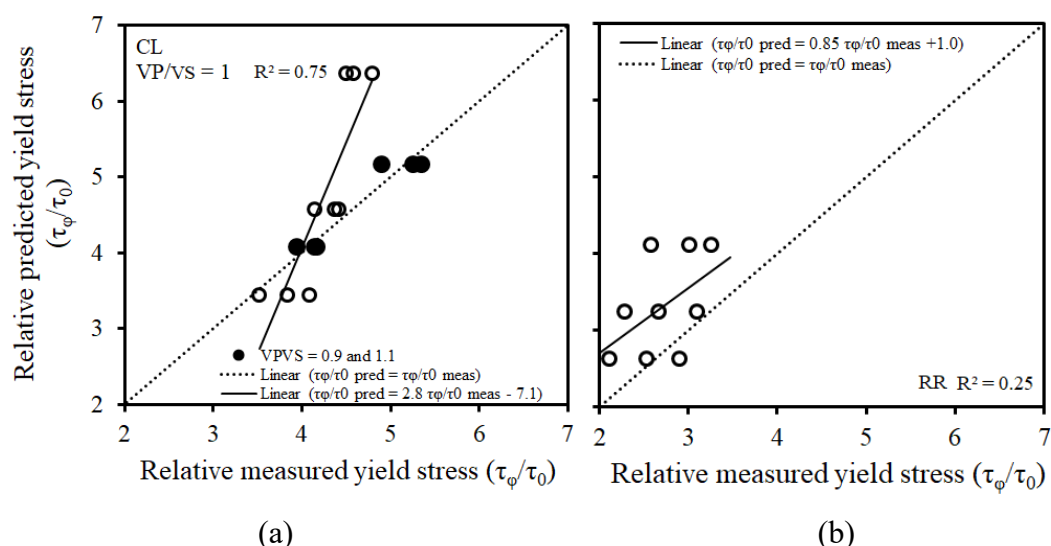


Figure 5.11 Prediction of relative yield stress of SCC mixtures made with CL and RR coarse aggregate

5.9 Conclusions

Fresh properties and rheology of various SCC mixtures proportioned with different W/B, coarse aggregate contents and types, and volume of mortar were evaluated. The investigated mixtures showed good passing ability and stability resistance. The relationship between SCC and its corresponding suspending phase (i.e. mortar phase) was evaluated and a practical approach to predict the rheology of SCC given the coarse aggregate content and rheology of the suspending phase presented. Based on the results obtained, the following conclusions can be drawn:

- Very good correlation between slump flow values and rheological properties of SCC and those of sieved mortar was observed. The volume of paste-to-volume of sand (VP/VS) was shown to have great influence on this relationship.
- The rheological properties of sieved mortar are well correlated with those of proportioned mortar (mortar Type I) and modified mortar containing fine particles in the coarse aggregate (mortar Type II). However, mortar Type II provided better correlation with sieved mortar than mortar Type I.
- The mixture parameters VP/VS, W/B, coarse aggregate type, and the type of suspending phase are critical factors affecting the intrinsic viscosity and modified

intrinsic viscosity, hence the adequacy of the relationship between SCC rheological properties and those of its suspending phase.

- The Krieger–Dougherty and Chateau–Ovarlez–Trung models were successfully modified and adapted to allow a satisfactory prediction of rheological properties of SCC considered as a suspension of coarse aggregate in a suspending phase with given rheological properties.
- The proposed modified models along with the determined adjustments parameters were successfully extended to predict rheological properties of further SCC mixtures proportioned with rounded aggregate.

5.10 Acknowledgements

The authors are grateful to the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC) and Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) for their funding of this research. The authors also extend sincere thanks to Dr. Paco Diederich for his fruitful insights during the experimental program of this study.

5.11 References

- ACI Commitee 237 (2007) Self-Consolidating Concrete. Farmington Hills, MI : American Concrete Institute : 1-34 p.
- Assaad, J. et Khayat, K. H. (2004) Assessment of Thixotropy of Self-Consolidating Concrete and Concrete-Equivalent-Mortar - Effect of Binder Composition and Content. ACI Materials Journal, vol. 101, n°5, p. 400-408.
- Bournonville, B., Coussot, P. et Chateau, X. (2004) Modification du modèle de {Farris} pour la prise en compte des interactions géométriques d'un mélange polydisperse de particules. Rhéologie, vol. 7, p. 1-8.
- Chateau, X., Ovarlez, G. et Trung, K. L. (2010) Homogenization approach to the behavior of suspensions of noncolloidal particles in yield stress fluids. Journal of Rheology, vol. 52, n°2, p. 489-506.
- De Larrard, F. (1999) Concrete mixture proportioning: a scientific approach. Londres, UK.
- Equation, K. (1995) Viscosity of Portland Cement Paste as a Function of Concentration Krieger-Dougherty Equation. Advanced Cement Based Materials, vol. 7355, n°2, p. 62-69.
- Erdem, T. K., Khayat, K. H. et Yahia, A. (2009) Correlating rheology of self-consolidating concrete to corresponding concrete-equivalent mortar. ACI Materials Journal, vol. 106, n°2, p. 154-160.
- Farris, R. J. (1968) Prediction of the Viscosity of Multimodal Suspensions from Unimodal Viscosity Data. Transactions of the Society of Rheology, vol. 12, n°2, p. 281-301.
- Ferraris, C. F. (1999) Measurement of Rheological Properties of High Performance Concrete: State of the Art Report. Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology, vol. 104(5), n°5, p. 461-478.
- Ferraris, C. F. et de Larrard, F. (1998) Testing and Modelling of Fresh Concrete Rheology.
- Ferraris, C., Larrard, F. et Martys, N. (2001) Fresh concrete rheology: recent

- developments. *Materials Science of Concrete*, vol. VI, p. 215-241.
- Heirman, G., Hendrickx, R., Vandewalle, L., Van Gemert, D., Feys, D., De Schutter, G., Desmet, B. et Vantomme, J. (2009) Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer. Part II. Influence of mineral additions and chemical admixtures on the shear thickening flow behaviour. *Cement and Concrete Research*, vol. 39, n°3, p. 171-181.
- Hosseinpoor, M., Khayat, K. H. et Yahia, A. (2017a) Numerical simulation of self-consolidating concrete flow as a heterogeneous material in L-Box set-up: Effect of rheological parameters on flow performance. *Cement and Concrete Composites*, vol. 83, p. 290-307.
- Hosseinpoor, M., Khayat, K. H. et Yahia, A. (2017b) Numerical simulation of self-consolidating concrete flow as a heterogeneous material in L-Box set-up: Effect of rheological parameters on flow performance. *Cement and Concrete Composites*, vol. 83, p. 290-307.
- Kabagire, D., Diederich, P. et Yahia, A. (2015) New insight into the equivalent concrete mortar approach for self-consolidating concrete. *Journal of Sustainable Cement-Based Materials*, vol. 4, n°3, p. 215-224.
- Kabagire, K. D., Diederich, P., Yahia, A. et Chekired, M. (2017) Experimental assessment of the effect of particle characteristics on rheological properties of model mortar. *Construction and Building Materials*, vol. 151, p. 615-624.
- Kennedy, C. T. (1940) The Design Of Concrete Mixes. *Journal Proceedings*, vol. 36, n°2, p. 373-400.
- Krieger, I. M. et Dougherty, T. J. (1959) A Mechanism for Non-Newtonian Flow in Suspensions of Rigid Spheres. *Transactions of the Society of Rheology*, vol. 3, n°1, p. 137-152.
- Mahaut, F., Chateau, X., Coussot, P. et Ovarlez, G. (2013) Yield stress and elastic modulus of suspensions of noncolloidal particles in yield stress fluids. *Journal of Rheology*, vol. 287, n°2008, p. 287-313.
- Mahaut, F., Mokéddem, S., Chateau, X., Roussel, N. et Ovarlez, G. (2008) Effect of coarse particle volume fraction on the yield stress and thixotropy of cementitious

- materials. Cement and Concrete Research, vol. 38, n°11, p. 1276-1285.
- Mørtzell, E., Maage, M. et Smeplass, S. (1996) A particle-matrix model for prediction of workability of concrete. Rilem Proceedings.
- Murata, J. et Kukokawa, H. (1992) Viscosity Equations for Fresh Concrete. ACI Materials Journal, vol. 89, n°3, p. 230-237.
- Nguyen, Q. D., Akroyd, T., De Kee, D. C. et Zhu, L. (2006) Yield stress measurements in suspensions: an inter-laboratory study. Korea-Australia Rheology Journal, vol. 18, n°1, p. 15-24.
- NIELSEN, L. F. (s.d.) Rheology of some fluid extreme composites: Such as fresh self-compacting concrete. Nordic concrete research, vol. 27, p. 83-94.
- Noguchi, T., Oh, S. G. et Tomosawa, F. (1999) Rheological approach to passing ability between reinforcing bars of self-compacting concrete. 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, vol. 7, p. 59-70.
- Noor, M. A. et Uomoto, T. (2004) Rheology of high flowing mortar and concrete. Materials and Structures/Materiaux et Constructions, vol. 37, n°272, p. 513-521.
- Nordtest (1994) Nordtest Method (NT BUILD 427) for Fresh Concrete: Compactibility with IC-tester. Nordtest Scandinavian Institution, n°Espoo, p. 1-4.
- Oh, S. G., Noguchi, T. et Tomosawa, F. (1999) Toward mix design for rheology of self-compacting concrete. 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, p. 361-372.
- Okamura, H. et Ouchi, M. (1998) Self-compacting high performance concrete. Progress in Structural Engineering and Materials, vol. 1, n°4, p. 378-383.
- Ozawa, K., Maekawa, K. et Okamura, H. (1990) High Performance Concrete with High Filling Capacity, vol. Barcelona, n°Admixtures for Concrete-Improvement of Properties: Proceedings of the International RILEM Symposium, p. 51-62.
- Pedersen, B. et Smeplass, S. (2003) The relationship between the rheological properties of SCC and the corresponding matrix phase. 3rd International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, p. 106-116.
- Petit, J. Y., Wirquin, E., Vanhove, Y. et Khayat, K. (2007) Yield stress and viscosity

- equations for mortars and self-consolidating concrete. *Cement and Concrete Research*, vol. 37, n°5, p. 655-670.
- Quemada, D. (1977) Rheology of concentrated disperse systems and minimum energy dissipation. *Rheologica Acta*, vol. 16, p. 82-94.
- Roussel, N. (2006) A thixotropy model for fresh fluid concretes: Theory, validation and applications. *Cement and Concrete Research, J. ASTM Int. (USA)*, vol. 36, n°10, p. 1797-1806.
- Roussel, N., Geiker, M. R., Dufour, F., Thrane, L. N. et Szabo, P. (2007) Computational modeling of concrete flow: General overview. *Cement and Concrete Research*, vol. 37, n°9, p. 1298-1307.
- Schwartzentruber, a. et Catherine, C. (2000) La méthode du mortier de béton quivalent (MBE) - Un nouvel outil d'aide à la formulation des bétons adjuvantés. *Materials and Structures*, vol. 33, n°October, p. 475-482.
- Sedran, T. et de Larrard, F. (1999) Optimization of self-compacting concrete thanks to packing model packing model. 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete, p. 321-332.
- Tattersall, G. H. (1991) *Workability and Quality Control of Concrete*.
- Tattersall, G. H. et Banfill, P. F. G. (1983) *The rheology of fresh concrete*. Pitman Advanced Publishing Program, Boston. Pitman London.
- Toutou, Z. et Roussel, N. (2006) Multi scale experimental study of concrete rheology: From water scale to gravel scale. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 39, n°286, p. 189-199.
- Wallevik, O. (2004) *Rheology of cement suspensions*.
- Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, Y. (1999a) Effect of rheological parameters on self-compactability of concrete containing various mineral admixtures. *International RILEM symposium on self-compacting concrete* , p. 523-535.
- Yahia, A., Tanimura, M., Shimabukuro, A., & Shimovama, Y. (1999b) Effect of rheological parameters on self-compactability of concrete containing various mineral admixtures. *International RILEM symposium on self-compacting*

concrete , p. 523-535.

5.12 Appendices

Appendix 1. ANOVA analysis of HB parameters between SCC mixtures (CL-CA and RR-CA) (at $\alpha < 0.05$)

Source of variation	Sum of square	Degree of freedom	Mean of square	F	P-value	F crit
Yield stress - W/B = 0.30						
Between groups	71.20	1	71.2	3.64	0.128	7.70
Within groups	78.17	4	19.54			
Yield stress - W/B = 0.35						
Between groups	264.00	1	264.00	18.04	0.013	7.70
Within groups	14.63	4	17.98			
Yield stress - W/B = 0.45						
Between groups	97.76	1	97.76	4.67	0.096	7.70
Within groups	83.71	4	20.92			
Consistency index - W/B = 0.30						
Between groups	192.65	1	192.65	0.429	0.547	7.70
Within groups	1793.20	4	448.300			
Consistency index - W/B = 0.35						
Between groups	59.75	1	59.75	0.29	0.61	7.70
Within groups	813.51	4	203.37			
Consistency index - W/B = 0.45						
Between groups	48.36	1	48.36	0.89	0.396	7.70
Within groups	215.22	4	53.80			

Group 1: SCC with CL (crushed limestone coarse aggregate)

Group 2: SCC with RR (rounded river coarse aggregate)

Appendix 2. ANOVA analysis of HB parameters between sieved mortar and SCC mixtures (at $\alpha < 0.05$)

Source of variation	Sum of square	Degree of freedom	Mean of square	F	P-value	F crit
Yield stress - W/B = 0.30						
Between groups	54.4	1	54.4	16.65	0.015	7.7
Within groups	13.08	4	3.27			
Yield stress - W/B = 0.35						
Between groups	114.93	1	114.93	58.02	0.0015	7.7
Within groups	7.92	4	1.98			
Yield stress - W/B = 0.45						
Between groups	73.64	1	73.64	18.66	0.012	7.7
Within groups	15.78	4	3.94			
Consistency index - W/B = 0.30						
Between groups	24.85	1	24.85	3.35	0.140	7.7
Within groups	29.62	4	7.40			

Consistency index -W/B = 0.35						
Between groups	22.44	1	22.44	5.65	0.076	7.7
Within groups	15.87	4	3.96			
Consistency index -W/B = 0.45						
Between groups	2.81	1	2.81	1.83	0.246	7.7
Within groups	6.13	4	1.53			

Group 1: Sieved mortar with CL (crushed limestone coarse aggregate)

Group 2: Sieved mortar with RR (rounded river coarse aggregate)

Appendix 3. ANOVA analysis of HB parameters between sieved and designed mortar Type II (at $\alpha < 0.05$)

Source of variation	Sum of square	Degree of freedom	Mean of square	F	P-value	F crit
Yield stress - W/B = 0.30						
Between groups	101.19	1	101.19	29.19	0.005	7.7
Within groups	13.86	4	3.46			
Yield stress -W/B = 0.35						
Between groups	151.88	1	151.88	91.41	0.0006	7.7
Within groups	6.64	4	1.66			
Yield stress -W/B = 0.45						
Between groups	123.57	1	123.57	33.85	0.0043	7.7
Within groups	14.60	4	3.65			
Consistency index - W/B = 0.30						
Between groups	4.10	1	4.1	8.96	0.0401	7.7
Within groups	1.82	4	0.45			
Consistency index -W/B = 0.35						
Between groups	2.55	1	2.55	3.50	0.1344	7.7
Within groups	2.91	4	0.73			
Consistency index -W/B = 0.45						
Between groups	5.60	1	5.60	21.78	0.0095	7.7
Within groups	1.02	4	0.25			

Group 1: Sieved mortar (crushed limestone coarse aggregate)

Group 2: Mortar Type II (crushed limestone coarse aggregate)

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

6.1 Conclusions générales

L'objectif principal de cette étude était de développer une approche de prédiction des propriétés rhéologiques des bétons autoplaçants (BAP) tout en tenant compte de l'effet des différents paramètres de formulation sur les paramètres intrinsèques des modèles de prédiction. L'évaluation de l'applicabilité de la méthode des MBE comme phase suspendante sur la qualité des corrélations entre les propriétés à l'état frais des BAP et leur MBE a été également faite. D'autre part, l'effet des caractéristiques des inclusions solides sur les propriétés rhéologiques a été évalué sur des mortiers modèles. Ceci a permis de proposer des améliorations dans les modèles analytiques de prédiction des propriétés rhéologiques. L'évaluation de différents types de phase suspendante (type de mortier) ainsi que l'ajustement des paramètres intrinsèques des modèles de prédiction ont permis de prédire les propriétés rhéologiques des BAP.

6.1.1 Évaluation de la prédictibilité des propriétés à l'état frais des BAP à partir de celles des MBE

- L'approche du mortier de béton équivalent (MBE) n'a pas permis d'obtenir de corrélations satisfaisantes entre les propriétés à l'état frais des bétons autoplaçant (BAP) et MBE. Ceci s'explique en partie par le fait que la surface spécifique de gros granulats soit le seul critère considéré pour le passage de l'échelle du BAP à celui du MBE.
- Au niveau des BAP, le temps d'écoulement dans le cône d'écoulement (V-funnel) est fortement influencé par la friction interne des gros granulats, et de ce fait par leur volume. Les mélanges de BAP contenant des volumes élevés de gros granulats ont donné un indice de ségrégation plus élevé.
- L'épaisseur de la pâte en excès ainsi que sa rhéologie sont des facteurs clefs affectant la fluidité des MBE. Dans le cas des faibles rapports Eau/Liant (E/L), une épaisseur de pâte plus importante est généralement requise afin d'assurer

une fluidité satisfaisante des mélanges de MBE. Pour une épaisseur de pâte en excès donnée, de meilleures propriétés à l'écoulement ont été obtenues avec une meilleure rhéologie (E/L élevé et/ou dosage élevé en superplastifiant).

- Des corrélations satisfaisantes ont été obtenues en considérant le concept de la pâte en excès et le volume des gros granulats.

6.1.2 Évaluation de l'effet des particules solides par les modèles de prédiction

- L'effet des caractéristiques des inclusions solides a été évalué en considérant les modèles de Krieger-Dougherty (KD) et de Chateau-Ovarlez-Trung (COT), en déterminant les valeurs de la viscosité intrinsèque et viscosité intrinsèque modifiée, respectivement. Les valeurs élevées des deux paramètres indiquent un effet plus important de la forme et de la granulométrie sur l'évolution des propriétés rhéologiques des mortiers. Des concentrations de particules solides inférieures à 30% n'ont pas significativement affecté les propriétés rhéologiques des suspensions. Les valeurs des viscosité intrinsèque et intrinsèque modifiée sont également fonction du modèle rhéologique (Bingham ou Herschel-Bulkley) utilisé pour décrire le comportement rhéologique de la phase suspendante et/ou de la suspension.
- Le model nonlinéaire de Herschel-Bulkley (HB) offre la meilleure description du comportement rhéologique des mélanges de mortier contenant plus de 30% d'inclusion solides. Le comportement nonlinéaire rhéo-épaississant est principalement attribué à la phase suspendante et au volume élevé de particules. Le mode de cisaillement affecte considérablement les valeurs de viscosité intrinsèque et intrinsèque modifiée. De ce fait, l'effet des particules pourrait mieux être évalué pour un régime de cisaillement donné.
- L'application du modèle de Château-Ovarlez-Trung pour prédire le seuil de cisaillement dynamique indique que la ségrégation induite pourrait avoir comme conséquence l'obtention des faibles valeurs de viscosité intrinsèque modifiée.
- Les résultats ont également montré que la composition de la phase suspendante (pâte) influence l'effet perçu des caractéristiques des particules (i.e. valeur de

viscosité intrinsèque et intrinsèque modifiée) et ce indépendamment des modèles rhéologiques considérés pour la description du fluide. Néanmoins, cet effet n'a pas été observé dans le cas du seuil statique.

6.1.3 Évaluation de la prédiction des propriétés rhéologiques des bétons autoplaçant comme matériau diphasique

- De très bonnes corrélations entre l'affaissement et les propriétés rhéologiques des bétons autoplaçant (BAP) et celles de mortier tamisé sont observées. Le rapport entre les volumes de pâte et de sable (VP/VS) influence significativement ces corrélations. Les propriétés rhéologiques des mélanges de mortier tamisé sont très bien corrélées avec celles du mortier théorique formulé (mortier Type I) et du mortier formulé modifié (mortier Type II). Néanmoins, le mortier Type II offre des meilleures corrélations comparativement au mortier Type I.
- Les paramètres de formulation, notamment le rapport VP/VS, E/L, type de gros granulat (concassé ou roulé) et le type de phase suspendante considérée affectent les paramètres intrinsèques des modèles de prédiction, en l'occurrence la viscosité intrinsèque et intrinsèque modifiée. Ceci peut ainsi avoir un effet important sur la relation entre les propriétés rhéologiques des BAP et de leur phase suspendante.
- Les modèles de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT) ont été modifiés et adaptés afin de prédire adéquatement les propriétés rhéologiques des BAP, considérés comme une suspension diphasique de gros granulats dans une phase suspendante (i.e. mortier Type II) ayant des propriétés rhéologiques données.
- Les modèles proposés ont été extrapolés avec succès pour prédire les propriétés rhéologiques des mélanges de BAP formulés avec les granulats roulés. Ces améliorations consistent essentiellement à tenir compte des interactions entre les deux phases (BAP et mortier) au travers d'un ajustement adéquat des paramètres intrinsèques des modèles de prédiction.

6.2 Recommandations

Les résultats obtenus lors de cette recherche permettent de mieux comprendre la relation à l'état frais entre les BAP et différents types de phases suspendantes (mortier tamisé ou formulé, MBE, etc.). Ils permettent également de proposer des modèles analytiques de prédiction des propriétés rhéologiques en considérant le matériau BAP comme suspension diphasique. Dans cette étude, nous avons particulièrement étudié l'effet de différents paramètres sur les corrélations entre les propriétés à l'état frais, les modèles de prédictions de propriétés rhéologiques et l'extrapolation de ceux-ci sur les mélanges de BAP. Néanmoins, les points suivants devraient être évalués pour assurer une meilleure compréhension et une application plus large des modèles :

- Les corrélations entre les propriétés à l'état frais des BAP et MBE sont nettement affectées par le fait que seule la surface spécifique soit le seul paramètre considéré dans le changement d'échelle (BAP \rightarrow MBE). Il serait important d'évaluer la relation entre BAP et MBE en tenant en compte d'autres paramètres de formulation. En effet, d'autres paramètres tels que la rhéologie et le rapport ciment/sable jouent également un rôle prédominant.
- Bien que les modèles analytiques de Krieger-Dougherty (KD) et de Château-Ovarlez-Trung (COT) permettent de prédire les propriétés rhéologiques des mélanges de mortier et de BAP, une évaluation du seuil statique et de l'effet de la ségrégation induite sur les paramètres intrinsèques mesurés devrait être évalué.
- Considérant l'évaluation de différents types de mortier pour simuler la phase suspendante dans les mélanges de BAP, il est clair que le mortier tamisé représente plus fidèlement le mortier dans les BAP. Bien que les propriétés rhéologiques de différents types de mortier soient bien corrélées, une quantification de cette relation en évaluant l'effet du cisaillement sur les réponses rhéologiques mesurées (seuil d'écoulement, indice de consistance) s'avère nécessaire afin de mieux affiner les modèles analytiques de prédiction des propriétés rhéologiques en y intégrant si possible un facteur cisaillement.
- Une analyse de l'évolution des propriétés rhéologiques sous forme de boucle itératif à l'aide des simulations numériques devrait être faite sur les mélanges de BAP et mortier (cisaillement), ne serait-ce que pour les matériaux

communément utilisés ou pour des paramètres de formulation typiques de BAP et mortier afin de mieux comprendre la contribution du cisaillement lors du malaxage.